Jorge Rodrigues e Paulo Martins

Tecnologia Mecânica

Tecnologia da Deformação Plástica

Vol II - Aplicações Industriais

ESCOLAR EDITORA

ÍNDICE

VOLUME I – FUNDAMENTOS TEÓRICOS

1. INTRODUÇÃO AOS PROCESSOS DE FABRICO 1
1.1 Introdução 1
1.2 Materiais 2
1.2.1 Materiais metálicos 7
1.2.2 Materiais poliméricos 16
1.2.3 Materiais cerâmicos 18
1.2.4 Materiais compósitos 19
1.3 Processos de fabrico e de alteração de propriedades 21
1.3.1 Fundição 22
1.3.2 Processamento de plásticos 24
1.3.3 Processos de deformação plástica 27
1.3.4 Processos de corte 31
1.3.5 Pulverotecnologia 34
1.3.6 Processos de ligação 36
1.3.7 Processos de alteração de propriedades 38
1.4 Especificações para o fabrico 43
1.5 Enquadramento do conteúdo do livro no âmbito dos processos de fabrico 46
Bibliografia 47

2. INTRODUÇÃO AOS PROCESSOS TECNOLÓGICOS DE DEFORMAÇÃO PLÁSTICA 49
2.1 Enquadramento histórico 49
2.2 Enquadramento ambiental 53
2.3 Estado actual de desenvolvimento 57
2.3.1 Desenvolvimento tecnológico 57
2.3.2 Desenvolvimento teórico 59
2.4 Perspectivas de desenvolvimento futuro 62
2.4.1 Desenvolvimento tecnológico 62
2.4.2 Desenvolvimento teórico 64
Anexo – Rugosidades 65
Bibliografia 66

3. ELASTICIDADE 67
3.1 Introdução 67
3.2 Tensões 67
3.2.1 Conceito de tensão e de estado de tensão 67
3.2.2 Direcções e tensões principais 72
3.2.3 Tensões hidrostáticas ou esféricas e desviadoras 74
3.2.4 Direcções e tensões octaedrais 77
3.2.5 Tensão efectiva ou equivalente 78
3.2.6 Transformação de tensões 79
3.2.7 Representação gráfica de estados de tensão. Plano de Mohr das tensões 80
3.2.8 Equações de equilíbrio de tensões 88
3.3 Deformações 89
3.3.1 Conceito de extensão e tipos de extensão 89
3.3.2 Estado de deformação. Tensor das extensões 93
3.3.3 Direcções e extensões principais 101
3.3.4 Extensões hidrostáticas ou esféricas e desviadoras 102
3.3.5 Extensões octaedrais 103
3.3.6 Extensão efectiva ou equivalente 104
3.3.7 Representação gráfica de estados de extensão. Plano de Mohr das extensões 104
3.3.8 Equações de compatibilidade das deformações 108
3.4 Velocidades de deformação e tensor das velocidades de deformação 108
3.5 Equações constitutivas para comportamento linear elástico 110
3.6 Energia de deformação elástica 114
3.7 Problemas 117
Problema 3.1 117
Problema 3.2 119
Problema 3.3 121
Problema 3.4 127
Problema 3.5 130
Problema 3.6 133
Problema 3.7 135
Problema 3.8 139
Bibliografia 142

4. PLASTICIDADE 143
4.1 Introdução 143
4.2 Critérios de plasticidade 144
4.2.1 Superfície limite de elasticidade. Espaço das tensões de Haig-Westergaard 144
4.2.2 Critério de plasticidade de Tresca 149
4.2.3 Critério de plasticidade de von Mises 154
4.2.4 Critério de plasticidade de Mohr 160
4.2.5 Critério de plasticidade de Drucker-Prager 164
4.3 Noção de trabalho plástico. Tensão e extensão plástica efectiva 164
4.4 Encruamento. Evolução da superfície limite de elasticidade 167
4.5 O princípio da normalidade. Convexidade da superfície limite de elasticidade 171
4.6 Relações tensão-incremento de extensão em domínio plástico 176
4.6.1 Equações de Prandtl-Reuss 180
4.6.2 Equações de Levy-Mises 181
4.7 Noção de potencial plástico 183
4.8 Viscoplasticidade 187
4.8.1 Introdução 187
4.8.2 Relações tensão-velocidade de deformação 187
4.8.3 Equações viscoplásticas de Prandtl-Reuss e de Levy-Mises 189
4.9 Anisotropia em regime plástico 191
4.9.1 Critério de plasticidade quadrático de Hill 191
4.9.2 Relações tensão-incremento de extensão. Tensão e incremento de extensão plástica efectiva 193
4.9.3 Anisotropia planar e normal. Coeficiente de anisotropia 194
4.9.4 Generalização do critério de plasticidade de Hill 201
4.10 Problemas 204
Problema 4.1 204
Problema 4.2 208
Problema 4.3 211
Problema 4.4 217
Problema 4.5 219
Problema 4.6 220
Problema 4.7 222
Problema 4.8 225
Problema 4.9 233
Bibliografia 237

5. ASPECTOS FENOMENOLÓGICOS DE ELASTICIDADE E PLASTICIDADE 239
5.1 Introdução 239
5.2 O ensaio de tracção 240
5.2.1 Curva tensão nominal-extensão nominal 241
5.2.2 Curva tensão verdadeira-extensão verdadeira 260
5.2.3 Comparação entre as curvas de tracção nominal e verdadeira 261
5.2.4 Condições de instabilidade no ensaio de tracção. Provete de geometria cilíndrica 266
5.2.5 Condições de instabilidade no ensaio de tracção. Provetes planos 273
5.2.6 Influência da velocidade de deformação 277
5.2.7 Influência da tensão hidrostática 283
5.3 Ensaios de compressão 283
5.3.1 Ensaio de compressão de um cilindro 284
5.3.2 Ensaio de deformação plana entre pratos planos 292
5.3.3 Efeito de Bauschinger 296
5.4 Ensaio de torção 298
5.4.1 Extensões e tensões no ensaio de torção de um provete cilíndrico 299
5.4.2 Pequenas deformações. Domínio elástico 301
5.4.3 Grandes deformações. Domínio plástico 303
5.4.4 Comparação entre os ensaios de torção e de tracção uniaxial 307
5.5 Ensaio de expansão biaxial 310
5.5.1 Análise das tensões e das extensões 311
5.5.2 Instabilidade plástica 313
5.6 Ensaios de dureza 315
5.6.1 Introdução 315
5.6.2 Ensaio de dureza Brinell 317
5.6.2 Ensaio de dureza Rockwell 319
5.6.3 Ensaio de dureza Vickers 323
5.6.4 Ensaios de microdureza por penetração 325
5.7 Equações empíricas tensão-extensão 326
5.7.1 Introdução 326
5.7.2 Modelos rígido-plásticos 327
5.7.3 Modelos elasto-plásticos 329
5.7.4 Outros modelos 330
5.8 Influência da temperatura nos processos de deformação plástica 331
5.8.1 Introdução 331
5.8.2 Temperatura resultante da deformação plástica 335

5.9 Influência da velocidade de deformação nos processos de deformação plástica 335
5.10 Tensões residuais 341
5.10.1 Introdução 341
5.10.2 Análise qualitativa das tensões residuais 342
5.10.3 Análise quantitativa aproximada das tensões residuais 346
5.10.4 Tratamentos térmicos para alívio de tensões residuais 351
5.11 Superplasticidade 351
5.11.1 Introdução 351
5.11.2 Fundamentos mecânicos do comportamento superplástico 352
5.11.3 Materiais com comportamento superplástico 356
5.12 Problemas 360
Problema 5.1 360
Problema 5.2 362
Problema 5.3 367
Problema 5.4 368
Problema 5.5 369
Problema 5.6 370
Problema 5.7 372
Problema 5.8 373
Problema 5.9 376
Bibliografia 377

6. MÉTODO DA ENERGIA UNIFORME 379
6.1 Introdução 379
6.2 Trabalho plástico em tracção uniaxial 380
6.3 Exemplos de aplicação 383
6.3.1 Extrusão cilíndrica directa 383
6.3.2 Trefilagem 386
6.3.3 Determinação do limite de enformabilidade na trefilagem 387
Bibliografia 388

7. MÉTODO DA FATIA ELEMENTAR 389
7.1 Introdução 389
7.2 Teoria do método da fatia elementar 390
7.2.1 Condições de deformação plana 390
7.2.2 Condições de axissimetria 396

7.3 Comparação com o método da energia uniforme 399
7.4 Problemas 401
Problema 7.1 401
Problema 7.2 405
Problema 7.3 408
Bibliografia 411

8. MÉTODO DAS LINHAS DE ESCORREGAMENTO 413
8.1 Introdução 413
8.2 Equações de Hencky (campo de tensões) 419
8.3 Significado geométrico das equações de Hencky 421
8.4 Propriedades geométricas dos campos de linhas de escorregamento 423
8.4.1 1º Teorema de Hencky 423
8.4.2 2º Teorema de Hencky 425
8.5 Condições de fronteira relativas ao campo de tensões 426
8.6 Descontinuidades de tensão 428
8.7 Campos de linhas de escorregamento simples. Exemplo de aplicação 431
8.8 Equações de Geiringer (campo de velocidades) 436
8.9 Significado geométrico das equações de Geiringer 438
8.10 Condições de fronteira relativas ao campo de velocidades 440
8.11 Campos de velocidade. Exemplo de aplicação 441
8.12 Tópicos avançados 445
8.13 Problemas 449
Problema 8.1 449
Problema 8.2 452
Problema 8.3 455
Bibliografia 468

9. MÉTODO DO LIMITE SUPERIOR 469
9.1 Introdução 469
9.2 Teorema do limite superior 470
9.3 Método do limite superior. Considerações iniciais 474
9.4 Significado físico-geométrico do método do limite superior 475
9.5 Exemplo de aplicação 478
9.6 Tópicos avançados 480
9.6.1 Cálculo de temperaturas 480
9.6.2 Campos de velocidade contínuos 481

9.7 Problemas 488
Problema 9.1 488
Problema 9.2 491
Problema 9.3 493
Bibliografia 496

10. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS 497
10.1 Introdução 497
10.2 Equações básicas 500
10.3 Discretização através de elementos finitos 505
10.4 Linearização da discretização por elementos finitos 510
10.5 Convergência do processo iterativo 514
10.6 Tratamento das zonas rígidas 519
10.7 Incorporação dos efeitos do atrito 521
10.8 Incorporação de efeitos térmicos. Análise termo-mecânica 522
10.8.1 Introdução 522
10.8.2 Equações básicas 526
10.9 Exemplos 528
10.9.1 Forjamento de um componente para um sistema de transmissão 529
10.9.2 Forjamento de cruzetas 537
Bibliografia 541

11. ATRITO, DESGASTE E LUBRIFICAÇÃO 545
11.1 Introdução 545
11.2 Noção de coeficiente de atrito 545
11.3 Mecanismo de adesão entre duas superfícies 548
11.4 Influência da pressão de contacto no coeficiente de atrito 551
11.5 Noção de factor de atrito 553
11.6 Noção de colina de atrito e de ponto neutro 555
11.7 Ensaio de anel. Caracterização experimental do atrito 559
11.8 Noção de desgaste 562
11.9 Mecanismo de desgaste por adesão 563
11.10 Mecanismo de desgaste por abrasão 565
11.11 Outros mecanismos de desgaste 568
11.12 Lubrificação 570
11.12.1 Lubrificação hidrodinâmica 570
11.12.2 Lubrificação de fronteira 572
11.12.3 Lubrificação através de película sólida 572

11.13 Tipos de lubrificantes 573
11.14 Variáveis das ferramentas que influenciam a lubrificação 574
11.14.1 Rugosidade superficial 574
11.14.2 Geometria da peça e das ferramentas 575
11.15 Problemas 577
Problema 11.1 577
Problema 11.2 578
Problema 11.3 580
Bibliografia 581

12. ENFORMABILIDADE 583
12.1 Introdução 583
12.2 Tipos de fractura 584
12.2.1 Fractura frágil 584
12.2.2 Fractura dúctil 587
12.3 Deformação plástica localizada. Macrobandas 589
12.4 Fractura. Estados de tensão característicos 591
12.4.1 Estados de tensão biaxiais 592
12.4.2 Estados de tensão triaxiais 593
12.5 Fractura. Estados e trajectórias de deformação característicos 599
12.5.1 Deformação plástica na massa 600
12.5.2 Deformação plástica de chapa 602
12.5.3 Deformação plástica de chapa. Curva limite de estampagem 610
12.6 Critérios de fractura dúctil 614
12.7 Mecânica do dano 616
12.8 Problemas 620
Problema 12.1 620
Problema 12.2 622
Problema 12.3 625
Problema 12.4 628
Problema 12.5 630
Bibliografia 635

13. TEORIA DA FLEXÃO EM DOMÍNIO PLÁSTICO 637
13.1 Introdução 637
13.2 Noção de fibra neutra 638

13.3 Flexão de peças direitas 639
13.3.1 Distribuição de tensões 639
13.3.2 Deformações 645
13.3.3 Recuperação elástica. Tensões residuais de flexão 649
13.3.4 Ângulo de recuperação elástica 654
13.4 Flexão de peças curvas 656
13.4.1 Distribuição de tensões 656
13.4.2 Deformações 665
13.4.3 Recuperação elástica. Tensões residuais de flexão 677
13.5 Problemas 680
Problema 13.1 680
Problema 13.2 684
Problema 13.3 686
Problema 13.4 688
Bibliografia 692

ÍNDICE REMISSIVO 693

VOLUME II – APLICAÇÕES INDUSTRIAIS[1]

14. FORJAMENTO 1
14.1 Introdução 1
14.2 Forjamento em matriz aberta 3
14.2.1 Cálculo de peças forjadas em matriz aberta 6
14.2.2 Considerações finais 17
14.3 Forjamento em matriz fechada 18
14.3.1 Complexidade de forma 20
14.3.2 Pré-formas 22
14.3.3 Defeitos de forjamento 24
14.3.4 Concepção, projecto e fabrico de componentes forjados 27
14.3.5 Matrizes para forjamento 40
14.3.6 Corte ou aparamento de rebarba 49
14.3.7 Cálculo de peças forjadas em matriz fechada 50

[1] **Nota do editor:** A opção de efectuar a numeração dos capítulos do Volume II na continuação da numeração dos capítulos do Volume I deve-se ao facto dos fundamentos teóricos (Volume I) e das aplicações industriais (Volume II) serem assuntos indissociáveis no estudo da tecnologia da deformação plástica.

14.4 Problemas 54
Problema 14.1 54
Problema 14.2 58
Problema 14.3 63
Problema 14.4 65
Problema 14.5 68
Problema 14.6 69
Problema 14.7 71
Problema 14.8 73
Problema 14.9 76
Bibliografia 77

15. EXTRUSÃO E TREFILAGEM 79
15.1 Extrusão 79
15.1.1 Tipos de extrusão 79
15.1.2 Extrusão directa 81
15.1.3 Extrusão inversa 88
15.1.4 Extrusão hidrostática 91
15.1.5 Extrusão de produtos de secção transversal oca 94
15.1.6 Extrusão de perfis 95
15.1.7 Outras aplicações de extrusão 96
15.1.8 Cálculo de peças extrudidas 97
15.1.9 Matrizes e contentores de extrusão 106
15.2 Trefilagem 112
15.2.1 Introdução 112
15.2.2 Cálculo de peças trefiladas 114
15.2.3 Concepção e projecto de peças trefiladas 116
15.3 Problemas 120
Problema 15.1 120
Problema 15.2 122
Problema 15.3 126
Problema 15.4 129
Problema 15.5 131
Bibliografia 136

16. LAMINAGEM 137
16.1 Introdução 137
16.2 Laminagem de produtos planos 139
16.2.1 Laminagem de chapas a frio 142
16.2.2 Defeitos de laminagem 154
16.2.3 Laminagem de chapas a quente 157
16.3 Laminagem de produtos não-planos 160
16.4 Processos especiais de laminagem 164
16.4.1 Laminagem de tubos 165
16.4.2 Laminagem de anéis 168
16.5 Laminadores 170
16.6 Lubrificação 174
16.7 Problemas 176
Problema 16.1 176
Problema 16.2 178
Problema 16.3 182
Problema 16.4 184
Bibliografia 185

17. CORTE POR ARROMBAMENTO 187
17.1 Introdução 187
17.2 Corte por arrombamento convencional 188
17.2.1 Mecanismo de corte 188
17.2.2 Mecanismo do corte. Considerações teóricas complementares 195
17.2.3 Forças e trabalho de corte 199
17.2.4 Redução da força principal de corte 204
17.2.5 Resultante das forças de corte 210
17.2.6 Dimensão mínima de corte. Encurvadura de punções 212
17.2.7 Qualidade das superfícies obtidas. Folgas 213
17.2.8 Aproveitamento do arco/banda metálica 218
17.2.9 Temperatura e desgaste de punções e matrizes 221
17.2.10 Ferramentas para corte por arrombamento 223
17.3 'Shaving' ou aparamento 225
17.3.1 Introdução 225
17.3.2 Mecanismo de corte. Força de corte 225
17.3.3 Excesso de material a considerar para operações de 'shaving' 228

17.4 Corte fino ou de precisão 229
17.4.1 Introdução 229
17.4.2 Mecanismo de corte. Qualidade das superfícies obtidas 231
17.4.3 Geometria e dimensões dos anéis de retenção 235
17.4.4 Forças e trabalho de corte 236
17.4.5 Lubrificação 240
17.5 Problemas 242
Problema 17.1 242
Problema 17.2 244
Problema 17.3 255
Bibliografia 264

18. QUINAGEM 265
18.1 Introdução 265
18.2 Classificação dos processos de quinagem 266
18.3 Quinagem em V no ar. Concepção e projecto de peças 268
18.3.1 Cálculo da dimensão da estampa plana 268
18.3.2 Raio mínimo de quinagem 270
18.3.3 Raios das ferramentas 278
18.3.4 Abertura da matriz 279
18.3.5 Dimensão da aba mínima 282
18.3.6 Tensões residuais. Recuperação elástica 283
18.3.7 Profundidade de quinagem 288
18.3.8 Posicionamento dos esbarros da quinadora 290
18.3.9 Defeitos de quinagem 291
18.3.10 Força e trabalho de quinagem 294
18.4 Quinagem a fundo ou 'quebra do nervo' 299
18.5 Quinagem em U 303
18.6 Quinagem de flanges com cunho de arraste 308
18.7 Problemas 315
Problema 18.1 315
Problema 18.2 326
Problema 18.3 330
Bibliografia 331

19. CALANDRAGEM 333
19.1 Introdução 333
19.2 Calandragem cilíndrica 335
19.2.1 Descrição do processo 335
19.2.2 Geometria, dimensões e preparação do planificado 337
19.2.3 Entre eixo e profundidade de calandragem 338
19.2.4 Deformação máxima em cada passagem 339
19.2.5 Força e potência de calandragem 341
19.2.6 Recuperação elástica 345
19.2.7 Tensões residuais 349
19.2.8 Número de passos de calandragem 352
19.2.9 Calandragem a frio e a quente 354
19.3 Calandragem de superfícies cónicas 355
19.3.1 Procedimentos e operação 355
19.3.2 Determinação da geometria e das dimensões da estampa plana 357
19.3.3 Cálculo do ângulo de inclinação dos rolos 358
19.4 Dobragem das abas 359
19.5 Calandras 363
19.5.1 Calandras de três rolos sem dispositivo de enformação das abas 363
19.5.2 Calandras de três rolos com dispositivos para enformação das abas 364
19.5.3 Calandras de quatro rolos 365
19.6 Processos de desempeno. Fieiras 367
19.7 Problemas 371
Problema 19.1 371
Problema 19.2 377
Bibliografia 384

20. PERFILAGEM 385
20.1 Introdução 385
20.2 Concepção e projecto de perfis 387
20.2.1 Diagramas de flor 387
20.2.2 Força e energia 393
20.2.3 Lubrificação 395
20.3 Linhas de produção de perfis 396
20.4 Problemas 398
Problema 20.1 398
Bibliografia 402

21. DEFORMAÇÃO PLÁSTICA INCREMENTAL 403
21.1 Fluo-torneamento 403
21.1.1 Fluo-torneamento cónico 408
21.1.2 Fluo-torneamento cilíndrico 416
21.1.3 Lubrificação 419
21.2 Estampagem incremental 419
21.2.1 Fundamentos teóricos 420
21.3 Enformação por 'estancação' 422
21.4 Enformação com calores 425
21.5 Problemas 427
Problema 21.1 427
Problema 21.2 429
Problema 21.3 430
Problema 21.4 433
Bibliografia 434

22. ESTAMPAGEM 435
22.1 Introdução 435
22.2 Nomenclatura e mecanismo básico de deformação 436
22.3 Equações gerais de equilíbrio para peças de revolução 439
22.3.1 Equação de equilíbrio na direcção da espessura 441
22.3.2 Equação de equilíbrio na direcção radial 442
22.4 Estudo das tensões e das deformações durante a estampagem 442
22.4.1 Primeira fase da estampagem 443
22.4.2 Segunda fase da estampagem 451
22.5 Relação de estampagem. Coeficiente limite de estampagem 470
22.6 Variação de espessura numa taça cilíndrica estampada 473
22.7 Tensões residuais após estampagem 475
22.8 Principais parâmetros de estampagem 480
22.8.1 Matéria prima 480
22.8.2 Trajectória de deformação 495
22.8.3 Encostador 498
22.8.4 Folga entre a matriz e o cunho 504
22.8.5 Raio do canto da matriz 505
22.8.6 Raio do canto do cunho 507
22.8.7 Furos de ar 509
22.8.8 Velocidade de estampagem 510
22.8.9 Atrito, desgaste e lubrificação. Revestimento das ferramentas 511

22.9 Força e trabalho de estampagem 525
22.10 Cálculo da estampa plana 529
22.11 Trefilagem da zona cilíndrica ('Ironing') 530
22.12 Estampagem múltipla 538
22.12.1 Estampagem directa 539
22.12.2 Estampagem inversa 541
22.12.3 Estampagem cónica: Um caso particular de estampagem múltipla 543
22.13 Estampagem rectangular 545
22.13.1 Introdução 545
22.13.2 Cálculo da estampa plana 547
22.13.3 Força de estampagem 551
22.13.4 Relação de estampagem 553
22.13.5 Empeno dos lados 555
22.14 Deformação plástica de chapa por expansão 557
22.15 Problemas 561
Problema 22.1 561
Problema 22.2 564
Problema 22.3 570
Problema 22.4 574
Problema 22.5 582
Problema 22.6 590
Problema 22.7 592
Problema 22.8 595
Bibliografia 599

23. DOBRAGEM DE TUBOS E PERFIS 601
23.1 Introdução 601
23.2 Tensões e deformações 601
23.3 Máquinas-ferramenta para dobragem de tubos e perfis 606
23.4 Concepção e projecto de operações de dobragem de tubos 614
23.5 Inversão de tubos metálicos de parede fina 615
23.6 Problemas 620
Problema 23.1 620
Problema 23.2 622
Problema 23.3 624
Problema 23.4 627
Problema 23.5 630
Bibliografia 637

24. PROCESSOS ESPECIAIS 639
24.1 Introdução 639
24.2 Deformação plástica através de fluidos sob pressão 639
24.2.1 Componentes tubulares 639
24.2.2 Chapas 652
24.3 Deformação plástica com ferramentas elásticas 657
24.4 Deformação plástica por forças electromagnéticas 660
24.5 Deformação plástica por explosão 665
24.6 Problemas 668
Problema 24.1 668
Problema 24.2 672
Problema 24.3 676
Problema 24.4 682
Problema 24.5 685
Problema 24.6 688
Problema 24.7 689
Bibliografia 690

25. MÁQUINAS FERRAMENTA PARA DEFORMAÇÃO PLÁSTICA 691
25.1 Introdução 691
25.2 Prensas 691
25.2.1 Prensas mecânicas biela-manivela 695
25.2.2 Prensas mecânicas de fuso 707
25.2.3 Prensas hidráulicas 713
25.3 Martelos de queda 719
25.4 Principais características de prensas e martelos de queda 724
25.5 Problemas 726
Problema 25.1 726
Problema 25.2 728
Problema 25.3 737
Bibliografia 740

ÍNDICE REMISSIVO 741

PREFÁCIO

A investigação científica desenvolvida nas Universidades tem sido um factor determinante na acentuada evolução tecnológica verificada nas últimas décadas. Este efeito tem sido, porventura, ampliado quando existe uma forte colaboração entre as Universidades e as Empresas. Efectivamente, a articulação das Universidades com o sector produtivo permite, por um lado, aplicar o conhecimento científico à resolução de problemas de natureza prática e, por outro lado, detectar novas questões que, por sua vez, são susceptíveis de gerar novos conhecimentos científicos. A cooperação internacional é outro elemento que, promovendo a troca de experiências e criando sinergias entre diversos saberes, catalisa o avanço do conhecimento.

Este livro sobre a "Tecnologia da Deformação Plástica" atesta a importância da combinação destas três componentes do desenvolvimento científico e tecnológico e resulta da vasta experiência dos autores como professores universitários e investigadores da área da Tecnologia Mecânica.

As matérias de que trata o livro encontram-se distribuídas por dois volumes. De um modo sintético, pode afirmar-se que a 1ª Parte é, sobretudo, dedicada às questões de índole teórica, enquanto a 2ª Parte é reservada às aplicações industriais.

No primeiro capítulo é apresentada uma perspectiva alargada e actualizada dos principais processos de fabrico e dos materiais mais utilizados, enquadrando o tema principal do livro. Ao longo dos restantes doze capítulos da 1ª Parte, que se lhe seguem, são desenvolvidas com profundidade as matérias da Mecânica dos Sólidos, do Comportamento Mecânico dos Materiais e dos Métodos de Análise dos processos de deformação plástica. Em cada capítulo são propostos e resolvidos exercícios de aplicação, permitindo ao leitor, de forma gradual, consolidar os conceitos e testar a sua compreensão das matérias.

Os doze capítulos, que constituem a 2ª Parte do livro, descrevem em detalhe os principais processos de deformação plástica, com ênfase para os diversos parâmetros tecnológicos, a concepção e o projecto das ferramentas e dos componentes a produzir. A informação relativa a estes processos é completada com a caracterização dos materiais mais usados nos diversos fabricos e a referência aos equipamentos utilizados. Cada tecnologia é acompanhada de dados, de grande utilidade prática, relativos aos diferentes processos. Do mesmo modo, os Métodos de Análise apresentados na 1ª Parte são aplicados de forma a solucionar problemas que surgem na prática diária dos engenheiros de projecto e de produção.

Ao longo de todo o livro, a exposição é clara e a organização das matérias e a selecção dos exemplos de aplicação são criteriosas, reflectindo a experiência pedagógica dos autores, em resultado de muitos anos de docência universitária das disciplinas de Tecnologia Mecânica, e a sua competência científica, alcançada com uma dedicação intensa à investigação dos processos de deformação plástica.

Os destinatários deste livro são os estudantes de Engenharia Mecânica, Aeroespacial, Naval e de Materiais, investigadores e engenheiros de produção interessados na problemática dos processos de fabrico. A estrutura do livro permite obter, de imediato, informação sobre cada processo tecnológico incluído na 2ª Parte do livro e, ao leitor interessado nos fundamentos teóricos, recorrer ao respectivo capítulo da 1ª Parte.

A publicação do presente livro sobre a "Tecnologia da Deformação Plástica" vem colmatar uma lacuna da literatura relativa à Engenharia Mecânica, em língua portuguesa, e contribuir, decisivamente, para um melhor e mais alargado conhecimento da Tecnologia Mecânica.

A qualidade do texto, a apresentação cuidada, a actualidade do tema, o rigor científico no tratamento das matérias e o potencial de utilidade prática fazem prever a possibilidade de uma maior divulgação e um bom acolhimento internacional, caso venha a ser traduzido para a língua inglesa.

Campus de Sintra, 9 de Fevereiro de 2005

Manuel José Martinho Barata Marques
Professor Catedrático da Faculdade de Engenharia da UCP

AGRADECIMENTOS

Os autores querem manifestar o seu profundo agradecimento ao Professor M. J. M. Barata Marques pela orientação científico-pedagógica que dele receberam durante o seu percurso enquanto alunos de doutoramento e docentes da Secção de Tecnologia Mecânica do Instituto Superior Técnico. Ao Professor M. J. M. Barata Marques se devem muitos trabalhos pioneiros no domínio da simulação numérica de processos de deformação plástica, os quais contribuíram decisivamente para a formação científica dos autores.

Os autores desejam igualmente agradecer ao Professor Jubilado Costa André o notável trabalho pedagógico e didáctico que desenvolveu durante muitos anos na Secção de Tecnologia Mecânica do Instituto Superior Técnico. Alguns dos capítulos deste livro são uma evolução natural desse trabalho, usando metodologias de apresentação e conteúdos que foram originalmente introduzidos pelo Professor Costa André.

Os trabalhos realizados por todos os colegas e estudantes de graduação e pós-graduação que colaboraram directamente com os autores ao longo das últimas duas décadas foram igualmente muito importantes para a elaboração deste livro. Referem-se em particular os trabalhos dos Doutores Søren Petersen, Bárbara Gouveia, Maria Leopoldina Alves, Luis Alves, Shangwu Xiong e Li Chang Sheng, dos Mestres João Marmelo, Pedro Rosa e Inês Santos e dos Engenheiros José Mealha, David Colla, Luis Brito, Thiago Felix, Nuno Alves, Bruno Inácio, Eduardo Pimentel e Carlos Martins.

Os autores querem igualmente manifestar um agradecimento muito especial aos Professores Niels Bay (Technical University of Denmark), Anthony G. Atkins (University of Reading, England), Lírio Schaeffer (Universidade Federal do Rio Grande do Sul), Shangwu Xiong (NorthWestern University, USA) e Li Chang Sheng (NorthEastern University, China) pela colaboração e amizade que em muito contribuiu para a elaboração deste livro.

O apoio técnico e as autorizações de publicação de conteúdos que foram concedidos por diversas empresas nacionais e internacionais foram igualmente muito importantes. Em alguns casos, o apoio e o entusiasmo com que esta iniciativa foi recebida excedeu largamente as expectativas iniciais dos autores.

Os autores querem igualmente agradecer ao Professor Rui Baptista, à Mestre Beatriz Silva e aos restantes colegas da Secção de Tecnologia Mecânica do Instituto Superior Técnico todo o apoio que lhes foi fornecido ao longo dos cinco anos que foram necessários para escrever este livro.

Os autores querem ainda deixar uma palavra de agradecimento aos colegas da Universidade de Coimbra, da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, da Universidade de Aveiro e da Universidade do Minho que, ao longo dos anos, têm colaborado com os autores na realização de trabalhos de investigação, de seminários de divulgação, de provas académicas e na partilha de informações no domínio da tecnologia da deformação plástica.

Finalmente, os autores desejam expressar publicamente o seu agradecimento ao Professor Carlos Mota Soares pelo apoio que sempre concedeu às suas actividades de investigação científica no âmbito do IDMEC - Instituto de Engenharia Mecânica.

14. FORJAMENTO

14.1 Introdução

O termo forjamento utiliza-se para designar a família de processos tecnológicos de deformação plástica na massa para os quais a alteração de forma é realizada através de forças de compressão exercidas por ferramentas actuadas por martelos de queda ou por prensas hidráulicas, mecânicas, ou de fricção.

A tecnologia do forjamento permite fabricar peças com dimensões e formas geométricas muito diversificadas numa gama muito variada de materiais metálicos. O campo de aplicação desta tecnologia estende-se a um conjunto de indústrias muito vasto, das quais se destacam pela sua importância; a dos transportes (automóvel, aeronáutica, ferroviária e naval), a militar, a do fabrico de maquinaria industrial e a de produção de energia. Citam-se como exemplos de componentes fabricados por forjamento as cambotas, as bielas e os pistões dos motores de combustão interna, as rodas dentadas das engrenagens das caixas de velocidades e dos sistemas de transmissão, as rodas dos comboios, as pás e os eixos de turbinas, as pás de leme e os eixos propulsores e transmissores dos navios, os ganchos, garfos e olhais dos sistemas de elevação, e diversos tipos de ferramentas e utensílios manuais.

A diversidade de aplicações e de produtos obtidos por forjamento pode ser explicada com base na importante relação que se consegue obter entre a qualidade e os custos de produção. De facto, merecem destaque de entre as principais características mecânicas dos componentes forjados, a excelente relação entre a resistência mecânica e o peso e a elevada resistência à fadiga e aos esforços de impacto.

Os processos de forjamento podem ser classificados em função da temperatura a que se realizam. Esta classificação é equivalente à que foi efectuada no *Capítulo 5* durante o qual se abordaram os aspectos fenomenológicos mais relevantes da elasticidade e da plasticidade (§ 5.8). Na altura foram classificados e identificados três tipos fundamentais de operações de deformação plástica; a frio, a morno e a quente. Uma forma alternativa de classificar os processos de forjamento, pode ser feita com base no tipo de ferramenta que trabalha a peça, estabelecendo-se os três grupos a seguir indicados, (ver figura 14.1):

1) *Forjamento em matriz aberta* – este grupo integra as operações de forjamento em que o escoamento do material não é, ou é apenas ligeiramente, constrangido lateralmente. As matrizes possuem geometrias simples (ver figura 14.1 a)).

2) *Forjamento em matriz fechada* – este grupo integra as operações de forjamento em que o escoamento do material é constrangido lateralmente (ver figura 14.1 b)).

3) *Outros tipos de forjamento* – este grupo integra as operações de forjamento por compressão axial[1], por intermédio de rolos, rotativas e orbitais.

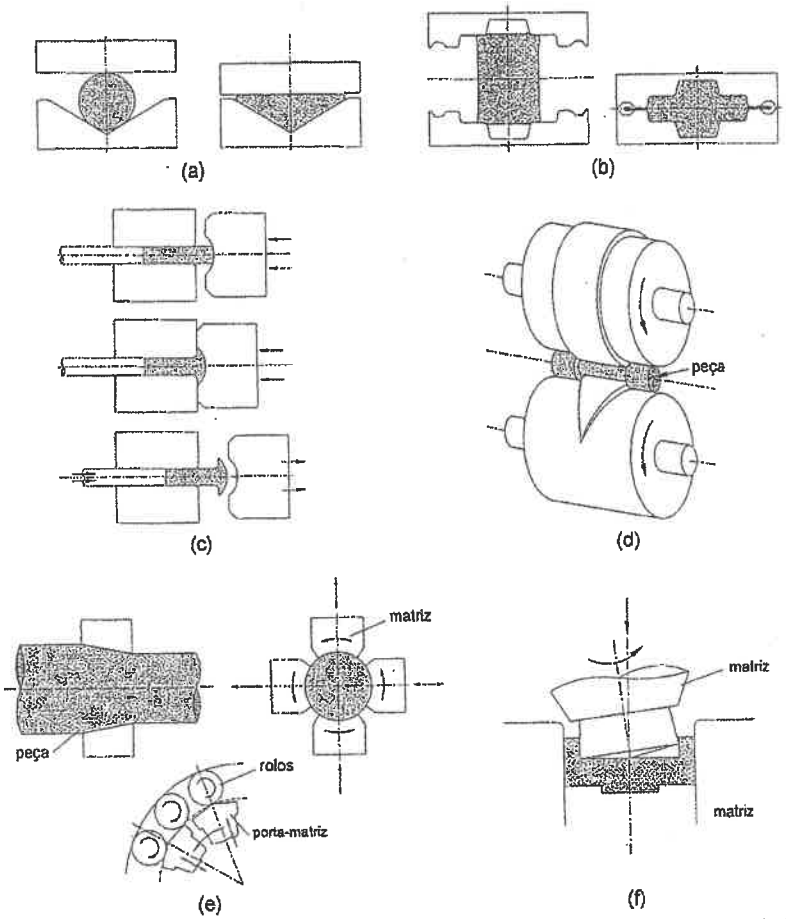


Figura 14.1 Representação de algumas operações típicas de forjamento; a) forjamento em matriz aberta (matriz em forma de V), b) forjamento em matriz fechada, c) forjamento por compressão axial, d) forjamento por intermédio de rolos, e) forjamento rotativo e f) forjamento orbital.

[1] O forjamento por compressão axial também é designado por recalcagem.

O forjamento por compressão axial (figura 14.1 c)) consiste na compressão da extremidade de um varão, de uma barra, ou de um tubo de modo a obter, nessa zona da peça, uma geometria com maior secção transversal. O forjamento por intermédio de rolos (figura 14.1 d)) consiste na redução e na modificação da geometria da secção transversal da matéria-prima por intermédio de um par de rolos com golas de formas variadas. O forjamento rotativo (figura 14.1 e)) caracteriza-se pela existência de um porta-matrizes que roda a alta velocidade em torno do eixo de simetria da peça. O movimento de rotação do porta-matrizes é efectuado em torno de uma pista de rolos e dele resulta uma sequência rápida de deslocamentos radiais de aproximação e afastamento das matrizes relativamente à peça. As matrizes, (geralmente 2 ou 4), encostam na peça quando os porta-matrizes estão em contacto com os rolos (posição fechada), e afastam-se (posição aberta) quando os porta-matrizes se encontram no espaço compreendido entre dois rolos sucessivos. Este tipo de actuação das matrizes sobre a peça traduz-se numa sucessão rápida de golpes que podem, por exemplo, ser utilizados na redução da sua secção transversal. O forjamento orbital (figura 14.1 f)) baseia-se no movimento orbital de uma matriz com o objectivo de aplicar uma deformação plástica incremental sobre a peça que se encontra posicionada sobre a outra matriz (geralmente a matriz inferior).

A exposição a efectuar no âmbito deste capítulo incide fundamentalmente no estudo do forjamento em matriz aberta e em matriz fechada. Contudo, muitos dos conceitos que irão ser apresentados podem ser aplicados na compreensão dos mecanismos de deformação plástica que estão na base dos restantes tipos de forjamento.

14.2 Forjamento em matriz aberta

No forjamento em matriz aberta as matrizes aplicam forças de compressão em regiões localizadas da peça. O constrangimento lateral que as matrizes impõem à deformação plástica do material é diminuto, ou mesmo inexistente, e a forma final da peça é obtida por intermédio da sua manipulação (ex. avanço, rotação, ...etc) entre golpes sucessivos da prensa (ver figura 14.2). As principais vantagens do forjamento em matriz aberta são as seguintes:

1) Baixo custo de operação.

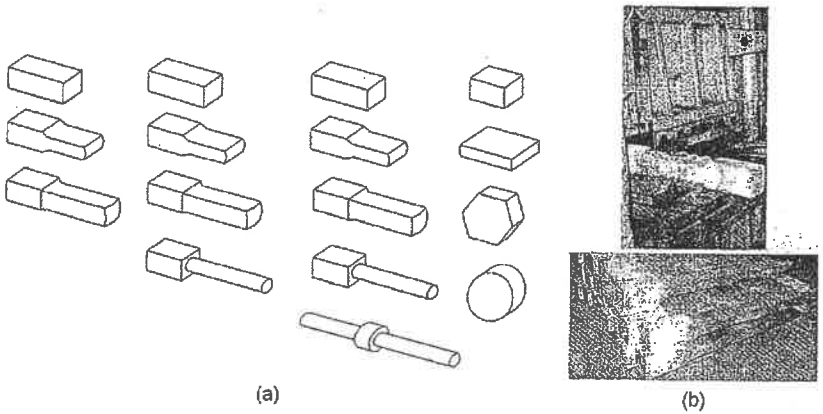
2) Domínio de aplicabilidade muito adequado ao fabrico de pequenas séries.

3) Boa adequabilidade ao fabrico de peças com dimensões, geometrias e pesos muito variados. É um processo tecnológico eficaz para a produção de protótipos e componentes que possuam dimensões muito grandes e, portanto, cujo fabrico por outras tecnologias, (incluindo o forjamento em matriz fechada), se revele muito difícil ou mesmo impossível.

4) Assegura o fabrico de peças com excelentes propriedades mecânicas, nomeadamente boa resistência mecânica, boa ductilidade e boa tenacidade e resistência à fadiga.

As principais limitações e desvantagens são as seguintes:

1) Apenas pode ser aplicado a formas geométricas simples.
2) Não permite obter tolerâncias de fabrico apertadas, devendo a forma geométrica final das peças ser obtida à custa de operações subsequentes de maquinagem e/ou rectificação.
3) Possui uma cadência de produção baixa.
4) Necessita de operários especializados e com algum grau de perícia.



(a) (b)

Figura 14.2 a) Representação esquemática de algumas sequências de operações utilizadas no fabrico de peças através de forjamento em matriz aberta. b) Redistribuição de material realizada por intermédio de uma operação de forjamento em matriz aberta (cortesia da empresa Peçolopes, Indústria Metalomecânica Lda.).

A operação mais simples de forjamento em matriz aberta consiste na compressão uniaxial de um cilindro entre pratos planos (ou direitos, ver figura 14.3). A figura 14.3 serve igualmente para ilustrar o fenómeno de curvatura da superfície lateral que é habitualmente conhecido por efeito de barril, o qual tem origem nas forças de atrito que se desenvolvem na interface de contacto entre o material e as matrizes. De facto, as forças de atrito

impedem que a deformação, segundo a direcção horizontal, do material que se encontra localizado na região adjacente às matrizes se realize com a mesma facilidade do que a do material situado na região central das peças. A presença de atrito pode inclusive dar origem ao aparecimento de uma 'zona morta' (ver § 5.3). Contudo, estes problemas decorrentes das forças de atrito podem ser minimizados através de uma lubrificação adequada do material e das ferramentas.

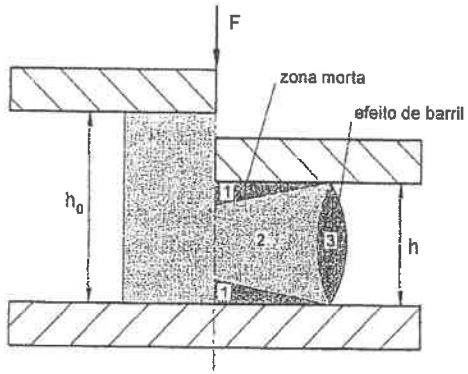
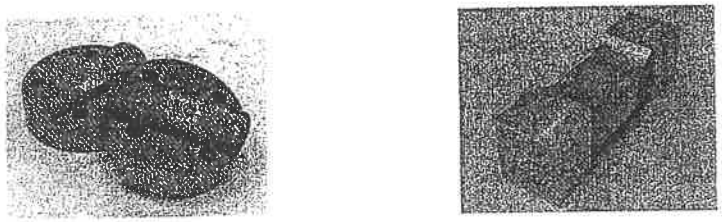


Figura 14.3 Compressão uniaxial de um cilindro entre pratos planos.

No caso do forjamento a quente, o efeito de barril pode também ter origem nos elevados gradientes térmicos que se estabelecem sempre que o material for deformado por intermédio de matrizes substancialmente mais frias. De facto, o arrefecimento do material localizado na região adjacente à superfície das matrizes faz com que a sua resistência à deformação seja superior à do que se situa na região central (mais quente) das peças. Deste modo, o material situado na região central sofrerá maiores extensões do que o material localizado nas zonas extremas, originando a curvatura característica do efeito de barril. Embora esta situação seja menos relevante no caso das matrizes serem pré-aquecidas aconselha-se, sempre que possível, a utilização de lubrificantes sólidos que actuem como barreiras térmicas nas interfaces de contacto entre a peça e as matrizes.

Existem, contudo, outras operações de forjamento em matriz aberta que podem tirar partido da utilização de matrizes com formas não-planas, (ver figura 14.4) de modo a viabilizar o fabrico de pré-formas ou de peças forjadas com maior complexidade de forma.



(a) (b)

Figura 14.4 Redistribuição de material por intermédio de uma operação de forjamento em matriz aberta. a) Geometria da ferramenta e b) peça final.

14.2.1 Cálculo de peças forjadas em matriz aberta

Nos capítulos anteriores (*Capítulos 6 a 10*) foram expostos os fundamentos teóricos dos métodos de análise de processos de deformação plástica, tendo a sua aplicabilidade na determinação das principais variáveis do processo e na obtenção da distribuição das variáveis de campo sido exemplificada através da resolução de diversos problemas de aplicação. O cálculo de peças forjadas em matriz aberta que irá ser apresentado neste parágrafo baseia-se na utilização de alguns destes métodos nomeadamente, o da fatia elementar, do limite superior e da energia uniforme. A opção de remeter a aplicação do método da energia uniforme para a parte final do parágrafo é deliberada e tem a ver com a necessidade deste método utilizar resultados obtidos com os outros métodos de cálculo.

Metodologia de cálculo baseada na aplicação do método da fatia elementar

O primeiro exemplo que vai ser considerado no âmbito deste parágrafo consiste na análise da operação de redistribuição de material, em condições de deformação plana, que se encontra representada na figura 14.5, por intermédio da aplicação do método da fatia elementar.

Foi anteriormente referido que o forjamento em matriz aberta é um processo tecnológico muito utilizado no fabrico de peças que possuam grandes dimensões. Como nestes casos a matéria-prima possui, quase sempre, dimensões superiores à das ferramentas é muito frequente proceder-se à modificação de forma pretendida através de uma sequência de operações de compressão localizadas (ver figura 14.2). Estas compressões são semelhantes à operação de redistribuição de material que se encontra representada na figura 14.5.

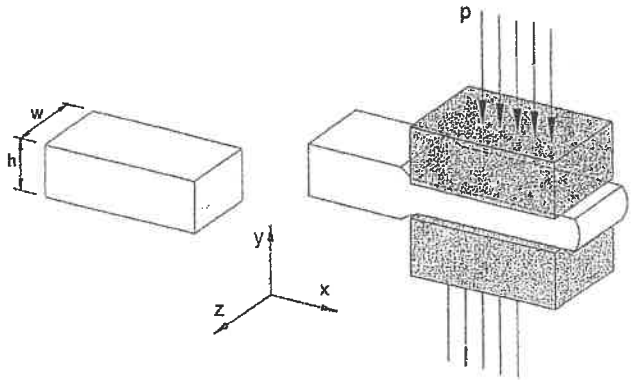


Figura 14.5 Representação esquemática de uma operação de redistribuição de material realizada numa barra em condições de deformação plana.

O método da fatia elementar baseia-se na subdivisão da região em deformação plástica através de secções elementares que sejam adequadas à realização de equilíbrios estáticos entre a totalidade das solicitações interiores e exteriores que actuam na peça num determinado instante da deformação (ver figura 14.6).

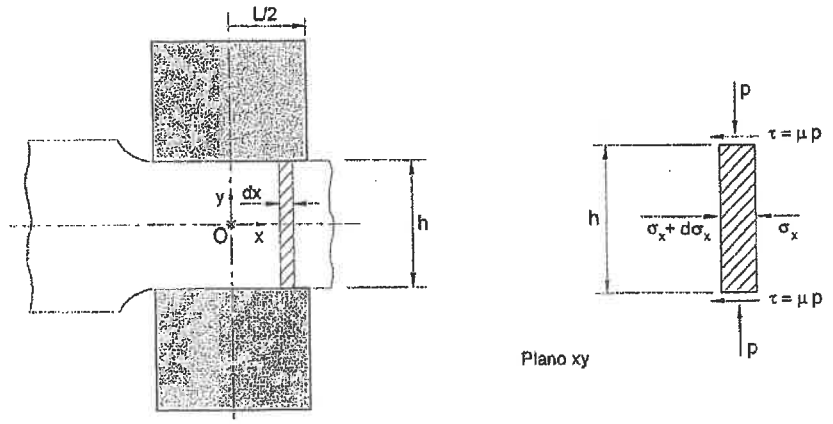


Figura 14.6. Fatia elementar utilizada na análise da operação de forjamento em matriz aberta que se encontra representada na figura 14.5.

A condição de deformação plana determina que a largura da barra w deva permanecer constante durante a totalidade da operação de forjamento e que a tensão segundo esta direcção seja principal, $\sigma_z = \sigma_2$.

Admitindo que a tensão σ_x não varia ao longo dos planos perpendiculares à direcção de escoamento do material, qualquer modificação do valor desta tensão apenas poderá ser efectuada ao longo da direcção longitudinal x. Considerando o equilíbrio de forças na direcção longitudinal pode-se estabelecer a seguinte equação diferencial,

$$(\sigma_x + d\sigma_x)\, h\, w - 2\tau w dx - \sigma_x\, hw = 0 \tag{14.1}$$

O efeito do atrito na interface de contacto entre o material e a ferramenta está representado através da tensão de corte $\tau = \mu p$. Substituindo esta tensão de corte na equação anterior e eliminando a largura da barra w obtém-se a seguinte igualdade,

$$(\sigma_x + d\sigma_x)\, h - 2\mu p\, dx - \sigma_x\, h = 0 \tag{14.2}$$

Admitindo que x e y são direcções principais[2] e que as tensões correspondentes, σ_x e σ_y, são tensões principais cujo valor se mantém constante no plano da fatia elementar, pode relacionar-se o valor destas tensões através do critério de plasticidade de Tresca da forma que se indica a seguir,

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \sigma_1 \\ \sigma_y &= -p = \sigma_3 \\ \sigma_1 - \sigma_3 &= \sigma_x + p = 2k \end{aligned} \tag{14.3}$$

Este resultado permite estabelecer a relação diferencial $d\sigma_x = -dp$ que, uma vez substituída na equação diferencial (14.2), possibilita a eliminação de uma das variáveis transformando-a numa forma diferencial de variáveis separáveis,

$$\frac{dp}{p} = -\frac{2\mu}{h} dx \tag{14.4}$$

cuja integração permite obter a seguinte expressão matemática,

$$\ln p = -\frac{2\mu}{h} x + C \tag{14.5}$$

[2] Convém salientar que a hipótese de x e y serem direcções principais é uma aproximação que será tanto mais verdadeira quanto menor for o valor do coeficiente de atrito μ.

Após substituição da condição de fronteira,

$$x = \frac{L}{2} \;\Rightarrow\; \sigma_x = 0 \quad \sigma_y = -p = -2k \tag{14.6}$$

na equação (14.5), determina-se o valor da constante de integração C e obtém-se a distribuição de pressão na interface de contacto entre o material e a ferramenta. A expressão apresentada é apenas válida no domínio compreendido entre $x = 0$ e $x = L/2$,

$$p = 2k \exp\left[\frac{2\mu}{h}\left(\frac{L}{2} - x\right)\right] \tag{14.7}$$

O gráfico de variação da pressão de compressão com a distância longitudinal x está representado na figura 14.7. Conforme se pode observar o valor da pressão apresenta uma evolução característica do tipo 'colina de atrito', aumentando à medida que nos aproximamos da linha de simetria vertical da ferramenta. O valor máximo ocorre na linha de simetria vertical ($x = 0$) e vale,

$$p_{max} = 2k \exp\left[\frac{\mu L}{h}\right] \tag{14.8}$$

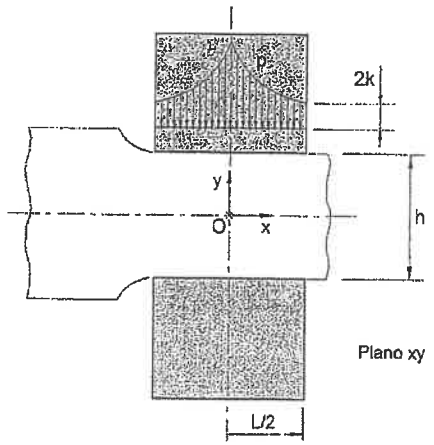


Figura 14.7 Representação esquemática da variação da pressão de compressão com a distância ao centro da ferramenta.

Nestas condições a distribuição completa de tensões no interior do material pode ser determinada através de,

$$\sigma_x = 2k\left(1-\exp^{\left[\frac{2\mu}{h}\left(\frac{L}{2}-x\right)\right]}\right) \qquad \sigma_y = -p = -2k\ \exp^{\left[\frac{2\mu}{h}\left(\frac{L}{2}-x\right)\right]}$$
$$\sigma_z = \frac{\sigma_x+\sigma_y}{2} \tag{14.9}$$

A força de compressão F pode ser determinada através do produto entre a pressão média $p_{média}$ e a área de contacto entre o material e a ferramenta, obtendo-se,

$$F = p_{média}\cdot Lw$$
$$p_{média} = \frac{1}{\frac{L}{2}}\int_0^{\frac{L}{2}} p\,dx = \frac{2k}{\frac{\mu L}{h}}\left(\exp^{\frac{\mu L}{h}}-1\right) \cong 2k\left(1+\frac{\mu L}{2h}\right) \tag{14.10}$$

Metodologia de cálculo baseada na aplicação do método do limite superior

A resolução do exemplo anterior através do método do limite superior pode, por exemplo, assentar na subdivisão da região em deformação plástica através de 8 triângulos isósceles que delimitam a deformação plástica do material a uma zona adjacente às matrizes de compressão (figura 14.8).

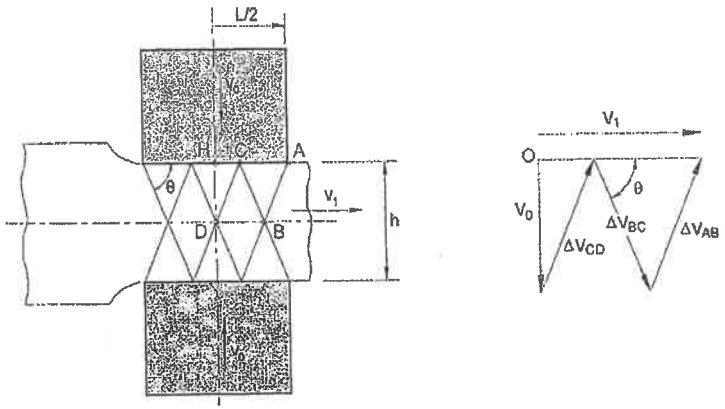


Figura 14.8 Solução limite superior utilizada na análise da operação de redistribuição de material da barra em condições de deformação plana.

As descontinuidades de velocidade que separam cada um dos triângulos fazem um ângulo arbitrário θ com a direcção horizontal. A não observância de qualquer tipo de imposição relativamente ao ângulo formado entre duas descontinuidades de velocidade vizinhas deriva do facto do método do limite superior não ser estaticamente admissível e, portanto, não exigir que as direcções das tensões de corte máximo tenham que ser ortogonais entre si (figura 14.8).

Seguindo a metodologia intrínseca à aplicação do método do limite superior baseado em soluções de blocos rígidos começa-se pelo cálculo da potência consumida nas superfícies de descontinuidade de velocidade, AB, BC e CD, e nas superfícies de contacto, AC e CH (por questões de simetria apenas se procede à análise do primeiro quadrante). A contabilização deste valor de potência exige que sejam previamente estabelecidos e relacionados entre si os valores dos comprimentos AB, BC, CD, AC e CH,

$$AB = BC = CD = \frac{CH}{\cos\theta} \qquad AC = 2CH \tag{14.11}$$

O hodógrafo correspondente ao campo de velocidades da solução limite superior está igualmente representado na figura 14.8. Nesta figura estão assinaladas, entre outras, as descontinuidades de velocidade Δv_{AB}, Δv_{BC}, Δv_{CD} e as velocidades de entrada v_0, e de saída v_1 do material em deformação plástica.

Os valores das descontinuidades de velocidade e das velocidades nas interfaces de contacto entre o material e a ferramenta podem ser expressos em função da velocidade de descida da matriz superior v_0 através de manipulação trigonométrica ao nível do hodógrafo, obtendo-se,

$$\Delta v_{AB} = \Delta v_{BC} = \Delta v_{CD} = \frac{v_0}{\operatorname{sen}\theta}$$
$$v_{AC} = 2\,\Delta v_{CD}\cos\theta = 2v_0\frac{\cos\theta}{\operatorname{sen}\theta} \tag{14.12}$$
$$v_{CH} = 0$$

A aplicação do método do limite superior determina que as potências consumidas ao longo das superfícies de descontinuidade de velocidade e das interfaces de atrito sejam contabilizadas através de, (exemplifica-se para a metade superior direita e considera-se que a largura da peça é unitária),

$$\frac{dW}{dt} = \sum k\Delta vs = k\cdot\left(AB\cdot\Delta v_{AB} + BC\cdot\Delta v_{BC} + CD\cdot\Delta v_{CD}\right) + \\ + mk\cdot\left(AC\cdot v_{AC} + CH\cdot v_{CH}\right) \tag{14.13}$$

Na equação anterior o símbolo m representa o factor de atrito de acordo com o modelo de atrito de Prandtl. Substituindo as relações geométricas e cinemáticas indicadas nas equações (14.11) e (14.12) na equação (14.13), obtém-se,

$$\frac{dW}{dt} = \sum k\Delta vs = 3k \cdot v_0 \frac{CH}{\cos\theta \operatorname{sen}\theta} + 4mk \cdot v_0 CH \frac{\cos\theta}{\operatorname{sen}\theta} \qquad (14.14)$$

Como a aplicação do método do limite superior exige que a pressão de compressão p [3] deva ser obtida através de um balanço energético entre a potência fornecida pela ferramenta de forjamento e a potência consumida na deformação plástica do material (ao nível das descontinuidades de velocidade e das interfaces de atrito), pode-se obter o seguinte resultado[4],

$$3k \cdot v_0 \frac{CH}{\cos\theta \operatorname{sen}\theta} + 4mk \cdot v_0 CH \frac{\cos\theta}{\operatorname{sen}\theta} > p v_0 \frac{L}{2} \qquad (14.15)$$

e, obter a seguinte estimativa para o valor da pressão p aplicada,

$$p = k \cdot \left(\frac{1}{\cos\theta \operatorname{sen}\theta} + \frac{4}{3} m \frac{\cos\theta}{\operatorname{sen}\theta} \right) = k \left(\frac{2}{\operatorname{sen} 2\theta} + \frac{4}{3} m \frac{1}{\tan\theta} \right) \qquad (14.16)$$

Para finalizar a apresentação do método do limite superior interessa salientar que a metodologia utilizada se baseou no pressuposto que a região em deformação plástica era praticamente coincidente com a área do material localizada entre as duas matrizes de compressão. No caso da análise efectuada com o método da fatia elementar, considerou-se que a distribuição de tensões permanecia constante ao longo da altura h da peça forjada. De acordo com o estudo realizado durante a análise da operação de compressão sem atrito, em condições de deformação plana com pratos compressores de menor dimensão que a peça, através do método das linhas de escorregamento (ver problema 8.3 do *Capítulo 8*), pode-se afirmar que o tipo de aproximações introduzido para qualquer um dos métodos de análise utilizados na resolução deste exemplo é tanto mais verdadeiro quanto menor for a relação h/L genérica.

[3] A pressão de compressão deste exemplo deverá ser entendida como uma pressão de compressão média.

[4] A utilização do sinal '>' em vez do sinal '=' na equação (14.15) deve-se ao facto do método do limite superior fornecer estimativas majoradas do valor da pressão aplicada. Ainda assim, é habitual utilizar-se o sinal '=' no pressuposto que o símbolo p representa não o valor real mas apenas o valor estimado da pressão. Foi esta a lógica seguida pelos autores na equação (14.16) e no resto do capítulo.

De facto, para valores de $1 < h/L < 8.74$ assiste-se ao aparecimento de uma região em deformação plástica que se desenvolve em cunha em direcção ao ponto de intersecção entre as linhas de simetria horizontal e vertical da peça, enquanto que para valores mais elevados, $h/L \geq 8.74$, se observa que a deformação plástica fica localizada junto aos pratos compressores (deformação plástica por indentação).

Metodologia de cálculo baseada na aplicação do método da energia uniforme

A figura 14.9 procede a uma representação esquemática dos instantes inicial e final da operação de redistribuição de material, que tem vindo a ser considerada ao longo do estudo do forjamento em matriz aberta. O pormenor incluído no lado direito da figura pretende ilustrar a deformação plástica do material que se encontra situado na zona delimitada pelos dois pratos de compressão.

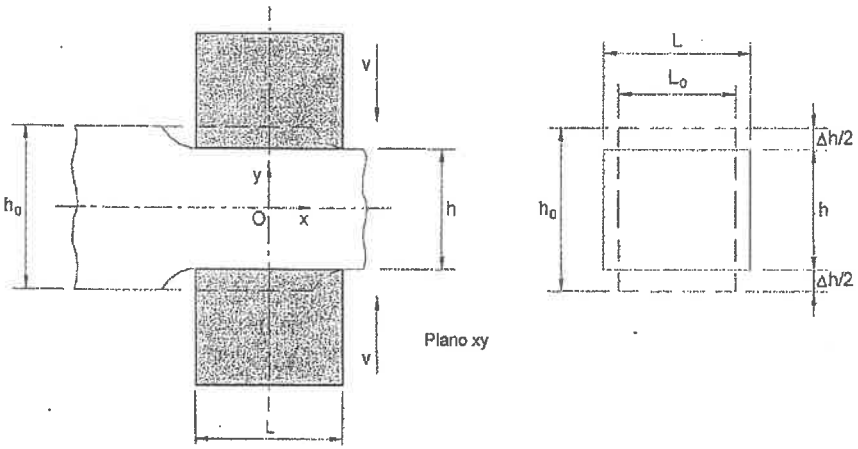


Figura 14.9 Representação esquemática dos instantes inicial e final da operação de redistribuição de material de uma barra em condições de deformação plástica plana.

Durante a apresentação dos fundamentos teóricos do método da energia uniforme (ver *Capítulo 6*) concluiu-se que o trabalho total por unidade de volume w_t [5] indispensável

[5] A utilização do símbolo w_t em vez do símbolo w, que foi empregue ao longo do *Capítulo 6*, deve-se ao facto deste último já estar a ser usado para designar a largura da peça.

à realização de uma operação de deformação plástica, pode ser calculado através da seguinte expressão[6],

$$w_i = \frac{1}{\eta}\int_0^{\bar{\varepsilon}} \bar{\sigma}\, d\bar{\varepsilon} = \frac{1}{\eta}\sigma_{unif}\,\bar{\varepsilon} \qquad (14.17)$$

O símbolo σ_{unif} representa o valor médio da tensão no interior da região em deformação plástica, $\bar{\varepsilon}$ indica o nível máximo de extensão efectiva que é alcançado pelo material e η é um factor de eficiência energética destinado a corrigir a estimativa do trabalho total por unidade de volume em virtude de poder existir atrito e/ou deformação redundante. Esta necessidade de fazer intervir um termo correctivo na expressão que é utilizada para o cálculo do trabalho total por unidade de volume justifica que a equação (14.17) se possa também escrever da forma a seguir indicada,

$$w_i = \sigma_{unif}\,\bar{\varepsilon}\cdot Q_e \qquad (14.18)$$

em que se atribui a designação 'coeficiente de correcção de energia' ao termo $Q_e = 1/\eta$. No que diz respeito ao valor médio da pressão p aplicada pela ferramenta é conveniente distinguir entre os processos em regime estacionário, que serviram de suporte à elaboração do § 6.3, e para os quais,

$$p = \frac{1}{\eta}\sigma_{unif}\,\bar{\varepsilon} = \sigma_{unif}\,Q_p \qquad (14.19)$$

[6] A aplicação do método da energia uniforme tal qual foi apresentado no *Capítulo 6* e na generalidade dos livros da especialidade pressupõe que os processos de deformação plástica se realizam em condições uniaxiais de simetria de revolução. Esta hipótese simplificativa permite que os valores efectivos de tensão e extensão possam ser substituídos pelos correspondentes valores axiais, $\bar{\sigma} = \sigma_{axial}$ e $d\bar{\varepsilon} = d\varepsilon_{axial}$.
Contudo, este procedimento levanta algumas objecções na análise dos processos de fabrico que se realizam em condições de deformação plástica plana. De facto, estes casos deverão ser preferencialmente aproximados por intermédio de solicitações uniaxiais de deformação plana, para as quais, $\bar{\sigma} = \left(\sqrt{3}/2\right)\sigma_{axial}$ e $d\bar{\varepsilon} = \left(2/\sqrt{3}\right)d\varepsilon_{axial}$ (ver § 5.3.2).
Em face do exposto, os autores optaram por utilizar valores efectivos em vez de valores uniaxiais sempre que esteja em causa a utilização do método da energia uniforme a processos de fabrico que envolvam deformação plástica plana como é o caso, por exemplo, da operação de redistribuição de material que tem vindo a ser analisada ao longo deste parágrafo.

e os processos em regime transiente, para os quais o valor da pressão p aplicada pela ferramenta deverá estar relacionado com a distribuição de tensão efectiva $\bar{\sigma}$ no interior da peça,

$$p = \frac{1}{\eta}\,\bar{\sigma} = \bar{\sigma}\,Q_p \qquad (14.20)$$

O símbolo Q_p que intervém nas duas equações anteriores denomina-se 'coeficiente de correcção de pressão' e tem um significado análogo ao do coeficiente de correcção de energia que foi apresentado anteriormente. Em face da análise que temos vindo a efectuar relativa à operação de redistribuição de material em condições de deformação plana (figura 14.9) pode-se concluir que o valor médio da pressão de compressão p que é aplicada pela ferramenta sobre a barra poderia ser obtido através da sequência de cálculo que se apresenta a seguir,

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}\ln\left(\frac{h_0}{h}\right) \qquad \bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon})$$
$$Q_p = \frac{1}{\eta} \qquad (14.21)$$
$$p = \bar{\sigma}Q_p$$

Esta metodologia de cálculo está em conformidade com a aplicação do método da energia uniforme mas infere de um grave problema que decorre da arbitrariedade que se encontra subjacente à escolha do valor de Q_p. Sugere-se, a este propósito, a consulta do intervalo de variação dos valores que são aconselhados para η na tabela 6.I do *Capítulo 6*.

A técnica que é habitualmente aplicada para contornar a arbitrariedade na fixação do valor de Q_p consiste na utilização das estimativas de pressão que são fornecidas pelos métodos da fatia elementar, do limite superior ou das linhas de escorregamento em operações elementares de deformação plástica, para as quais se conhecem soluções analíticas. Apresenta-se, a título de exemplo, o modo de fixação do valor de Q_p com base na estimativa do valor médio de pressão que foi obtido através da aplicação do método da fatia elementar (ver equação (14.10), admitindo que o material possui uma lei de comportamento rígido-perfeitamente plástica, $\bar{\sigma} = 2k$),

$$p = \bar{\sigma}Q_p = \bar{\sigma}\left(1+\frac{\mu L}{2h}\right) \Rightarrow Q_p = \left(1+\frac{\mu L}{2h}\right) \qquad (14.22)$$

O símbolo μ representa o coeficiente de atrito.

Embora este procedimento tenha conduzido à obtenção de uma expressão análoga à do método da fatia elementar pode-se afirmar que, enquanto que a aplicação do método da fatia elementar se encontra limitada à geometria para a qual se deduziram as equações de equilíbrio, o mesmo não acontece para o método da energia uniforme. De facto, a metodologia de cálculo baseada na aplicação do método da energia uniforme permite alargar o domínio de aplicabilidade da equação (14.22) à generalidade das operações de forjamento em matriz aberta em condições de deformação plana, independentemente da geometria da pré-forma e da peça forjada. Já o método da fatia elementar e os restantes métodos analíticos, experimentam grandes dificuldades matemáticas sempre que as peças a forjar envolvam não-linearidades decorrentes do comportamento do material ou da sua forma geométrica. Ainda assim, a opção pela utilização do método da energia uniforme deve apenas ser considerada no caso de não estarem disponíveis outros métodos de cálculo alternativos (analíticos ou numéricos) na medida em que muitas das aproximações inerentes ao método da energia uniforme carecem de fundamentação teórica e podem, portanto, revelar-se bastante grosseiras.

Neste contexto, apresenta-se de seguida a metodologia generalizada de cálculo de peças forjadas em matriz aberta, em condições de deformação plana, com base no método da energia uniforme:

1) Determinação da geometria equivalente à barra elementar.
   Cálculo da altura (espessura) média da peça forjada a partir do volume V e da área total projectada $A_p = Lw$,

$$h_m = \frac{V}{A_p} \tag{14.23}$$

2) Determinação dos valores médios de extensão (e de velocidade de deformação, no caso do forjamento em matriz aberta se realizar a morno ou a quente) para o interior da peça forjada,

$$\bar{\varepsilon}_{média} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln\left(\frac{h_0}{h_m}\right) \qquad \dot{\bar{\varepsilon}}_{média} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{v}{h_m} \tag{14.24}$$

   O símbolo v representa a velocidade de actuação da ferramenta.

3) Determinação da tensão efectiva no interior da peça forjada.
   A tensão efectiva $\bar{\sigma}$ no interior da peça forjada pode ser calculada substituindo os valores médios da extensão efectiva $\bar{\varepsilon}_{médio}$ e/ou da velocidade de deformação efectiva $\dot{\bar{\varepsilon}}_{médio}$ na lei de comportamento do material (ver § 5.7),

$$\bar{\sigma} = f(\bar{\varepsilon}_{média}, \dot{\bar{\varepsilon}}_{média}) \tag{14.25}$$

4) Determinação da pressão média aplicada na ferramenta.
   A pressão média aplicada pela matriz na fase final da operação de forjamento em matriz aberta pode ser calculada procedendo à correcção da tensão efectiva no interior da peça forjada por intermédio do factor Q_p[7],

$$Q_p = \left(1 + \frac{\mu L}{2h_m}\right) \quad \Rightarrow \quad p = \bar{\sigma} Q_p \tag{14.26}$$

5) Determinação da força máxima de forjamento.
   A força máxima no final de uma operação de forjamento em matriz aberta pode ser calculada multiplicando a pressão média pela área projectada,

$$F_{máx} = \bar{\sigma} A_p Q_p \tag{14.27}$$

A aplicação desta metodologia de cálculo a peças com simetria de revolução pode ser analisada através da resolução do problema 14.2 que foi construído em torno de uma operação de forjamento por compressão axial a frio.

14.2.2 Considerações finais

A figura 14.10 apresenta dois tipos de operações de forjamento em matriz aberta. A operação de compressão entre pratos direitos, representada do lado esquerdo da figura, pode, para determinadas relações geométricas h/L dar origem a tensões internas normais σ_x de tracção junto ao centro da peça e ao aparecimento de mecanismos de fissuração interna (ver § 12.4.2).

A operação de compressão realizada na matriz em forma de 'V' dá origem a tensões de compressão e ao aparecimento de uma zona rígida no centro da peça forjada, ficando desta forma minorados os riscos de ocorrência de fissuração interna. Este facto, releva a importância da utilização de matrizes com formas 'não-planas' nas operações de forjamento em matriz aberta.

[7] Sugere-se a consulta do problema 16.2 do *Capítulo 16*, para efectuar uma discussão mais aprofundada acerca dos limites de aplicabilidade do coeficiente de correcção de pressão Q_p.

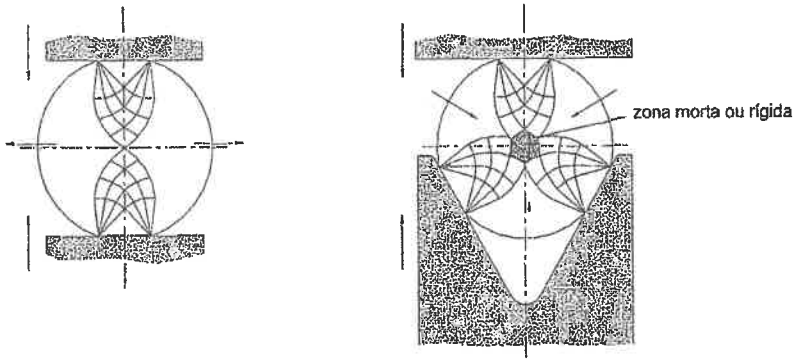


Figura 14.10 Forjamento em matriz aberta. a) Compressão entre pratos direitos e b) compressão numa matriz em forma de '*V*'.

14.3 Forjamento em matriz fechada

No forjamento em matriz fechada, a matéria-prima, a uma temperatura adequada, é deformada pela acção das matrizes que, ao deslocarem-se uma em direcção à outra, lhe imprimem a forma negativa das cavidades (figura 14.11).

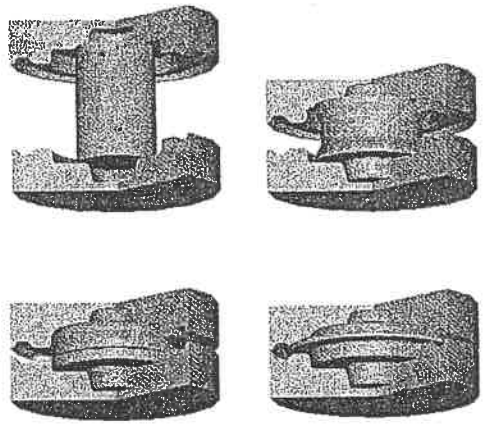


Figura 14.11 Representação esquemática de uma operação de forjamento em matriz fechada. A rebarba deverá ser posteriormente removida.

A matéria-prima, (geralmente sob a forma de varão ou barra), deve ser cortada com uma dimensão tal que o seu volume assegure o enchimento das cavidades das matrizes e garanta a formação de rebarba.

A rebarba tem uma importância vital nas operações de forjamento em matriz fechada na medida em que a sua esbeltez (relação entre o comprimento e a espessura) possibilita o desenvolvimento de pressões muito elevadas. Pode adicionalmente ser referido que a geometria da rebarba é também responsável por taxas de arrefecimento mais intensas. Nestas condições, o prosseguimento da deformação plástica da rebarba exige a aplicação de esforços locais mais elevados do que no restante material da peça. Este facto, associado à elevada resistência que é imposta pelas forças de atrito leva a que o material da rebarba ofereça uma maior resistência à deformação contribuindo desta forma, de um modo indirecto, para assegurar que se efectue o enchimento completo das cavidades das matrizes.

O forjamento em matriz fechada é habitualmente classificado em dois grupos distintos (figura 14.12):

1) *Forjamento convencional* – destinado ao fabrico de peças com complexidade de forma e tolerâncias geométricas que se enquadrem nos padrões gerais de fabrico.

2) *Forjamento de precisão* - destinado ao fabrico de peças na forma final ou quase final, em grandes séries de produção e com tolerâncias geométricas bastante mais apertadas do que as habitualmente utilizadas no forjamento convencional. O forjamento de precisão permite reduzir ou eliminar as operações secundárias de acabamento e tratamento térmico, optimizar o consumo de matéria-prima, reduzir o consumo de energia, e diminuir ou anular os custos associados à transformação de desperdícios.

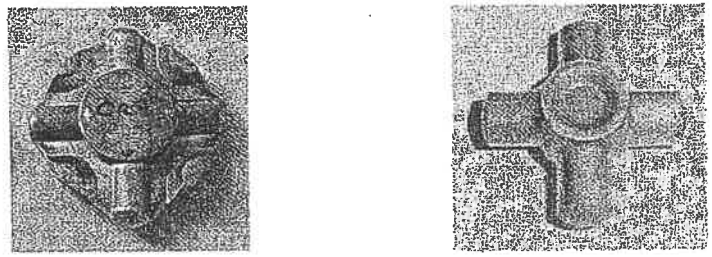


Figura 14.12 Forjamento em matriz fechada de cruzetas. a) Forjamento convencional (com rebarba) e b) forjamento de precisão (sem rebarba) [24].

A metodologia que é habitualmente seguida no projecto e concepção de componentes forjados assenta nos seguintes preceitos:

1) Determinação do volume e do peso da matéria-prima.
2) Definição da complexidade de forma da peça forjada e estabelecimento do número e da geometria das operações de forjamento intermédias (pré-formas).
3) Dimensionamento das matrizes de pré-forma e de acabamento.
4) Determinação da carga e da energia necessárias para cada uma das operações de forjamento.

14.3.1 Complexidade de forma

A caracterização da complexidade de forma de uma peça forjada é uma tarefa de grande utilidade quer para o projecto e concepção das pré-formas quer para a estimativa dos custos de produção. A tabela 14.I apresenta um sistema qualitativo para a classificação da complexidade de forma de peças forjadas.

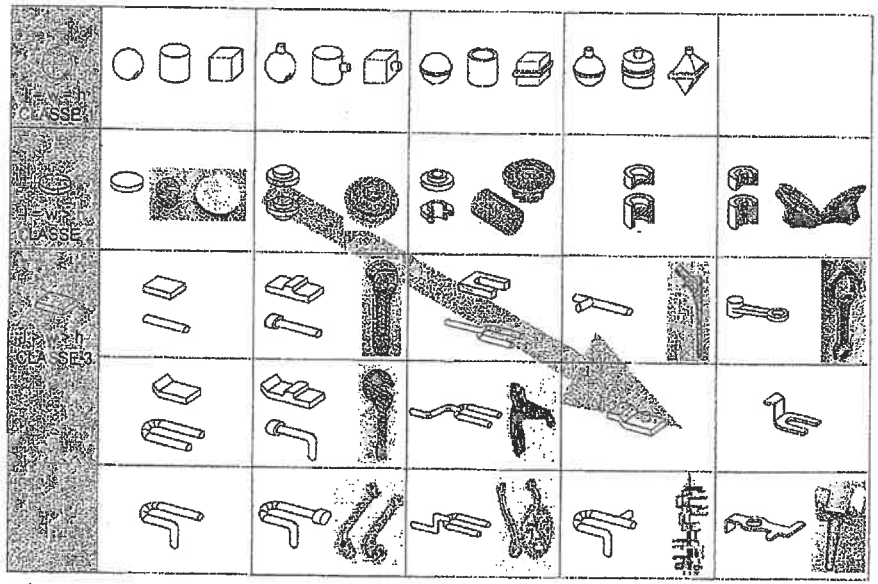


Tabela 14.I Sistema qualitativo para a classificação da complexidade de forma de peças forjadas (adaptado da referência [9]), com alguns exemplos [24].

Distinguem-se, em conformidade com a tabela 14.I, as formas simples e compactas, que podem ser fabricadas numa única operação, das formas complexas que habitualmente exigem a realização de operações intermédias, geralmente por uma das dimensões ser muito superior às restantes. De acordo com esta classificação, as peças forjadas podem dividir-se em três classes distintas:

1) Peças compactas, caracterizadas por possuírem um comprimento l, uma largura w e uma altura h semelhantes. O número de peças forjadas que se incluem nesta classe é, infelizmente, relativamente pequeno.
2) Peças em forma de disco ou de flange que possuem duas dimensões aproximadamente iguais e uma terceira dimensão significativamente menor do que as outras. Esta classe inclui a maioria das peças forjadas com simetria axial de revolução (axissimétricas).
3) Peças complexas, que apresentem formas geométricas irregulares com uma dimensão significativamente maior do que as outras duas e com material que se encontra distribuído segundo diferentes planos ou orientações.

A dificuldade de concretizar uma operação de forjamento aumenta à medida que o tipo de geometria da peça forjada evolui para baixo e para a direita do gráfico da tabela 14.I (ver seta representada a cinzento). As peças com geometria esférica, cilíndrica ou prismática são as que possuem melhor enformabilidade enquanto que as peças alongadas, distribuídas em mais do que um plano e com secções transversais finas são aquelas que apresentam maiores dificuldades para serem forjadas. De facto, as geometrias esbeltas, possuindo relações geométricas elevadas entre a superfície e o volume da peça, contribuem para o aumento das forças de atrito e para acentuar os gradientes de temperatura nas interfaces de contacto entre o material e a matriz, influenciando directamente a pressão e a carga de forjamento necessárias para assegurar o enchimento completo das cavidades das matrizes.

Alternativamente, pode-se quantificar a complexidade de forma de uma peça forjada por intermédio de um parâmetro κ definido da forma a seguir indicada,

$$\kappa_{2D} = \alpha \frac{l^2}{A} \qquad \kappa_{3D} = \alpha \frac{A}{V^{2/3}} \tag{14.28}$$

em que os símbolos l, A e V representam o perímetro, a área e o volume respectivamente. No caso das geometrias bidimensionais $\alpha = 1/4\pi$, de modo a fazer corresponder o valor mínimo da complexidade de forma de uma peça forjada ($\kappa_{2D} = 1$) ao caso particular das geometrias circulares. No caso das geometrias tridimensionais a

constante $\alpha = 1/\sqrt[3]{144\pi}$ de modo a que a complexidade de forma mínima ($\kappa_{3D} = 1$) esteja associada a peças forjadas com geometria esférica.

14.3.2 Pré-formas

Uma operação de forjamento em matriz fechada deve assegurar o enchimento completo das cavidades das matrizes, sem que, por deficiências no escoamento do material, apareçam defeitos na peça forjada. Nestas condições, é sempre muito pouco provável que uma peça de geometria complexa, (por exemplo da classe 3), possa ser fabricada numa única operação de forjamento a partir de matéria-prima na forma de varão ou barra. Estes casos exigem, quase sempre, a realização de operações intermédias, durante as quais a geometria e as dimensões do componente vão sendo progressivamente aproximadas à forma final desejada (figura 14.13).

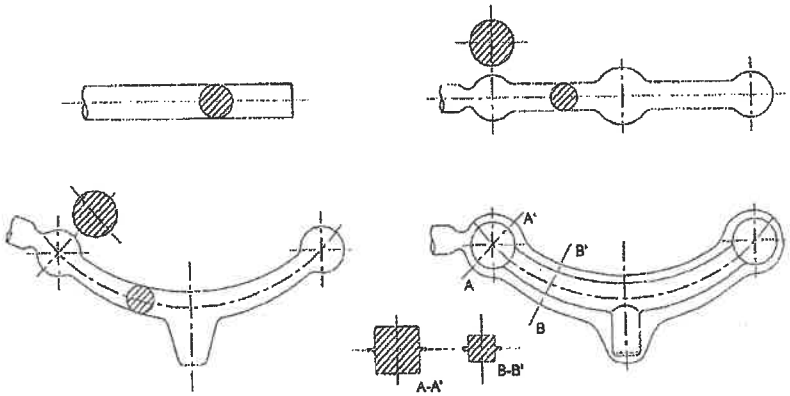


Figura 14.13 Sequência de operações utilizadas no fabrico de uma peça forjada da classe 3.

O projecto e concepção de pré-formas é uma das fases mais críticas e que mais dificuldades apresenta na especificação de um processo industrial de forjamento. A sua concretização requer muita perícia e sobretudo uma grande experiência por parte dos engenheiros e técnicos envolvidos. Existem, contudo, algumas regras básicas que podem ser utilizadas na sistematização do projecto das pré-formas. De um modo geral, pode-se afirmar que os componentes das classes 1 e 2 conseguem ser fabricados através de uma única operação de forjamento. Em casos excepcionais estes componentes poderão exigir a necessidade de se recorrer a uma operação intermédia de forjamento. Já para os componentes forjados da classe 3, que possuem maior complexidade de forma, torna-se

muito difícil estabelecer tanto o número como a geometria das pré-formas intermédias. Pode, no entanto afirmar-se, que esta classe de componentes forjados requer habitualmente a utilização de mais do que uma operação intermédia.

No decurso das operações intermédias de forjamento em matriz fechada, o material deve distribuir-se no interior das matrizes de modo a satisfazer os seguintes requisitos:

1) Assegurar o escoamento do material sem que ocorram defeitos.
2) Assegurar o enchimento completo das cavidades das matrizes.
3) Minimizar as perdas de material para a rebarba.
4) Minimizar o desgaste da matriz de acabamento, reduzindo ou evitando o movimento relativo do material nas interfaces de contacto com a matriz.
5) Assegurar as propriedades metalúrgicas e as características mecânicas especificadas para a peça final.

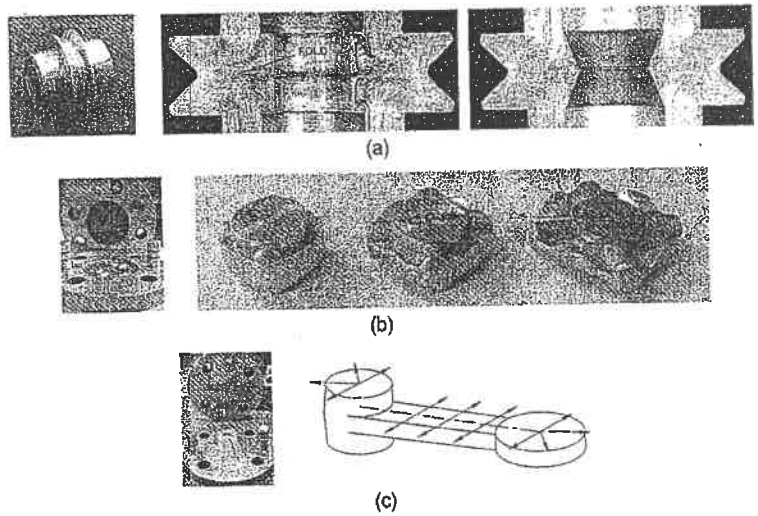


Figura 14.14 Cinemática do material no interior das matrizes; a) Alteração do escoamento do material de maneira a evitar a ocorrência de defeitos de sobreposição de material ('fold' na terminologia Inglesa) durante o forjamento por injecção de uma polia [17], b) evolução do preenchimento das cavidades da matriz durante o forjamento em matriz fechada, com rebarba, de uma cruzeta [23] e c) direcções e sentidos de movimentação do material durante o forjamento em matriz fechada de uma biela.

Ressalta do que foi referido anteriormente que é muito importante procurar compreender a cinemática do escoamento do material no interior das matrizes de forjamento (figura 14.14). Um dos aspectos fundamentais a ter em consideração é o da identificação das superfícies neutras, na medida em que, o material, partindo das superfícies neutras flui aproximadamente segundo direcções perpendiculares ao movimento das matrizes de forjamento.

14.3.3 Defeitos de forjamento

Os defeitos de forjamento reduzem a resistência mecânica das peças forjadas e, consequentemente, não podem, na maioria dos casos, ser tolerados. De facto, durante a prestação em serviço de um componente forjado, tais defeitos, a existirem, podem originar avarias e colapsos por ausência de resistência mecânica, por fadiga, ou até, ser responsáveis por diminuições acentuadas na resistência ao desgaste e à corrosão. Referem-se, com o propósito de alertar para eventuais condições anómalas de projecto, concepção ou fabricação, alguns dos defeitos típicos do forjamento em matriz fechada. A exposição aborda igualmente as principais causas de ocorrência e, sempre que possível, aponta a melhor forma de os obviar.

Para além das fracturas superficiais que, como se sabe, podem ter origem numa deformação excessiva a temperaturas demasiado baixas ou ainda na fragilidade a quente, (por exemplo após aquecimento da matéria prima em atmosferas de elevada concentração de enxofre as quais podem induzir fragilidade a quente no aço e nas ligas de níquel), devem ser igualmente consideradas algumas imperfeições de natureza superficial que resultam do escoamento do material no interior das cavidades das matrizes.

A figura 14.15 apresenta dois tipos de defeitos de forjamento que resultam directamente do escoamento do material em deformação plástica. Na metade esquerda da figura, estão representadas fissuras que se desenvolvem no interior e na superfície da peça forjada junto ao canal e cavidade de rebarba durante operações de forjamento em matriz fechada, enquanto que na metade direita se assinala o aparecimento de fissuras no interior de peças forjadas em matriz aberta.

A abertura de fendas na zona da rebarba degenera, muitas vezes, em defeitos superficiais de forjamento, na medida em que estes defeitos podem propagar-se para a peça durante as operações de aparamento de rebarba. A formação e propagação deste tipo de fendas é tanto mais facilitada quanto menor for a espessura da rebarba relativamente à espessura inicial da peça porque a anisotropia resultante das elevadas reduções de espessura tem como consequência diminuições drásticas na resistência mecânica e na ductilidade do material segundo a direcção transversal. Este tipo de defeito pode evitar-se, quer através do aumento da espessura da rebarba quer pela redefinição da localização da rebarba para uma zona menos crítica da peça. Este defeito, pode

também ser minimizado ou até eliminado, efectuando o aparamento da rebarba a quente ou aliviando as tensões internas resultantes do forjamento antes de efectuar o aparamento da rebarba a frio.

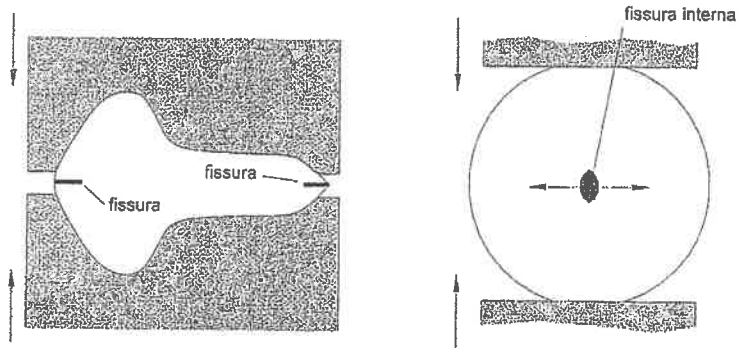


Figura 14.15 Defeitos característicos de operações de forjamento. a) Fissuração na zona da rebarba durante uma operação de forjamento em matriz fechada e b) fissuração no interior de uma peça forjada em matriz aberta originada por tensões secundárias de tracção.

As fracturas internas originadas por tensões secundárias de tracção (figura 14.15 b)) já foram analisadas no § 14.2.2 e no âmbito do *Capítulo 12* (§ 12.4.2).

Podem também surgir defeitos superficiais de forjamento que tenham origem na decapagem incompleta da matéria-prima e das pré-formas. De facto, os fragmentos de calamina ou os resíduos de lubrificantes ao acumularem-se nas reentrâncias mais profundas das matrizes, podem formar bolsas que impeçam o enchimento completo das matrizes, e que, impregnem e contaminem as camadas superficiais das peças forjadas.

As fendas ou cavidades de forjamento não são mais do que descontinuidades que se produzem quando duas superfícies do material se fecham uma contra a outra, sem se soldarem completamente. Este tipo de defeitos pode ter várias origens:

1) O componente forjado tem uma alma muito esbelta (figura 14.16).
2) O excesso de material na alma do componente provoca a deformação da matéria-prima para além das cavidades da matriz, que já se encontram cheias, e dá origem ao aparecimento de fendas (defeitos) no interior da peça (figura 14.17).

3) Os raios de concordância com dimensões adequadas promovem o enchimento da matriz sem defeitos enquanto que os raios de concordância com dimensões reduzidas conduzem à formação de defeitos (figura 14.18).

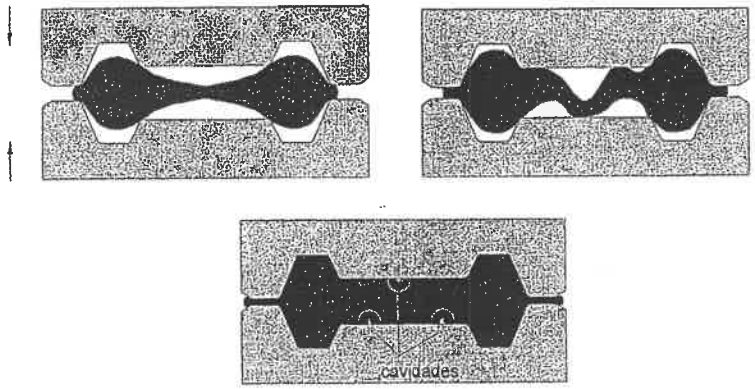


Figura 14.16 Cavidades de forjamento originadas pela encurvadura da alma da peça que está a ser forjada.

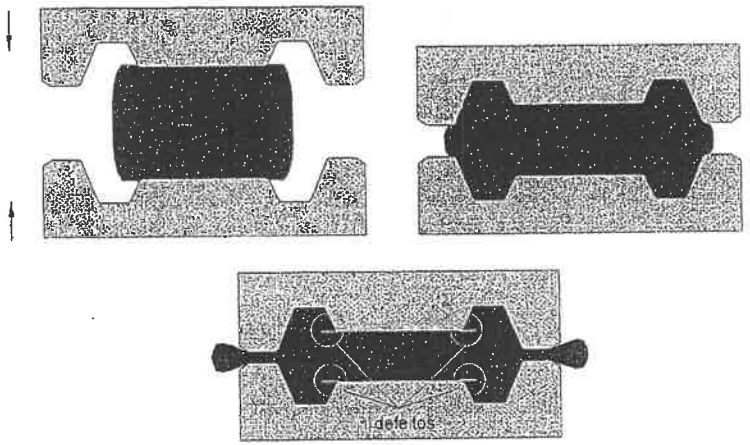


Figura 14.17 Defeitos internos provocados por um sobredimensionamento da pré-forma.

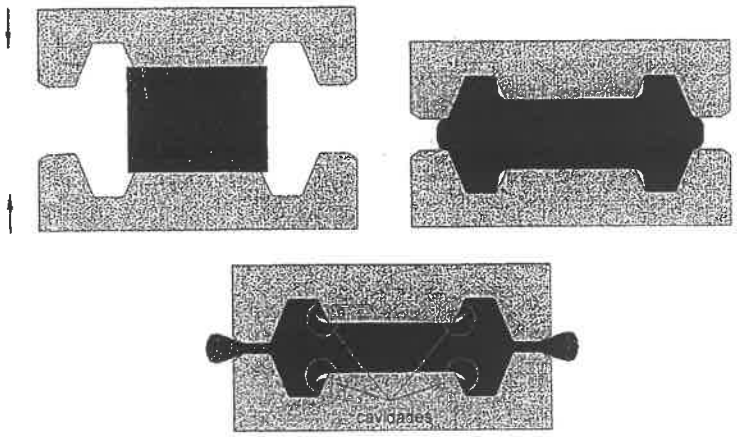


Figura 14.18 Cavidades de forjamento originadas por raios de concordância muito pequenos.

14.3.4 Concepção, projecto e fabrico de componentes forjados

Este parágrafo destina-se fundamentalmente a definir os procedimentos básicos de concepção, projecto e fabrico de componentes forjados. Embora a exposição a efectuar, esteja, na sua generalidade centrada no projecto de ferramentas para forjamento, e em particular para o forjamento em matriz fechada, são contemplados um conjunto de conceitos e metodologias de projecto que, na sua essência, são comuns a outros tipos de processos tecnológicos de deformação plástica na massa, caso por exemplo das operações de extrusão. Nestas condições, pode-se afirmar que a concepção e o projecto de ferramentas deverão ter em consideração um conjunto de preceitos dos quais se destacam os seguintes:

1) Tipo e características das máquinas-ferramenta, (fundamentalmente, prensas e martelos de queda), que vão ser utilizadas na produção.
2) Geometria e complexidade de forma da peça forjada.
3) Tipo de escoamento plástico que é imposto ao material.
4) Tipo e características das matrizes.

Simultaneamente existe um outro conjunto de variáveis que deve ser tido em consideração e sobre o qual o projectista apenas tem um controlo indirecto, na medida em

que algumas destas variáveis podem ser manipuladas, dentro de determinados limites, pelos engenheiros e técnicos que estão directamente envolvidos na produção. Estas variáveis podem ter uma enorme influência no sucesso final da operação de forjamento e são fundamentalmente as seguintes:

1) Série e cadência de produção.
2) Temperatura de aquecimento da matéria-prima (pré-formas).
3) Peso e geometria das pré-formas.
4) Tipo, características e quantidade de lubrificante.
5) Tipo, características e quantidade de refrigerante.
6) Temperatura de pré-aquecimento e de funcionamento das matrizes.
7) Tratamentos térmicos.
8) Formação técnica e perícia dos operários.

Tipo e características das máquinas-ferramenta

A aquisição ou selecção da máquina-ferramenta mais adequada ao fabrico de uma peça forjada é uma decisão crítica. Quando o fabrico de uma peça subestima as características da máquina-ferramenta pode desperdiçar-se uma boa parte da capacidade de produção instalada. Para obviar este problema, que geralmente se encontra associado ao fabrico de componentes de dimensão mais reduzida, são utilizadas ferramentas multi-componente, para o fabrico de dois ou mais componentes diferentes em simultâneo, ou ferramentas multi-estação, destinadas ao fabrico simultâneo do componente e das suas pré-formas. Por outro lado, quando o fabrico de uma peça forjada sobrestima as características da máquina-ferramenta existe o risco potencial de a danificar. Um caso típico é o empeno ou fractura do sistema de accionamento/transmissão biela-manivela das prensas mecânicas. Sugere-se a leitura do *Capítulo 25* para um estudo aprofundado sobre as principais características das prensas e dos martelos de queda utilizados nas operações de forjamento.

Geometria e complexidade de forma da peça forjada

A geometria e a complexidade de forma da matéria-prima ou da pré-forma devem ser compatíveis com a geometria da ferramenta que se encontra instalada na prensa ou no martelo de queda. Quando o suporte e a acomodação do material pelas paredes das matrizes são inadequados existe o risco de as danificar ou partir. Quanto mais complexa for a geometria da peça forjada maior deverá ser a pressão que é necessário aplicar para

obter a peça final (figura 14.19). Pequenos detalhes, pequenos raios de canto ou de concordância, espessuras e almas finas são geralmente muito difíceis de preencher e exigem o dimensionamento de canais de rebarba mais pequenos de maneira a permitir que o material ganhe pressão suficiente no interior da matriz para encher totalmente as suas cavidades. Estas situações acentuam e aceleram o desgaste das ferramentas.

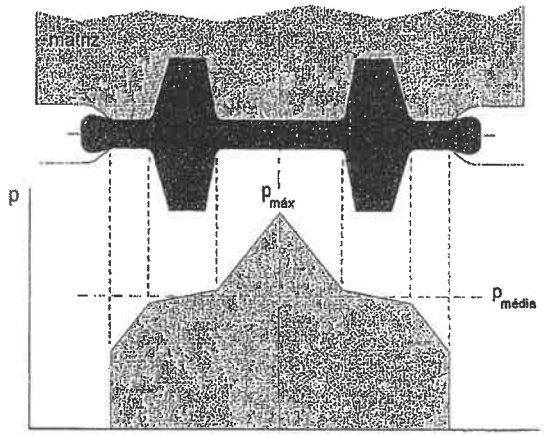


Figura 14.19 Distribuição da pressão p aplicada pelas ferramentas típica das operações de forjamento em matriz fechada.

O número de operações intermédias (pré-formas), que forem especificadas para o fabrico de uma peça forjada exerce uma enorme influência nas solicitações aplicadas e, consequentemente, na vida da matriz. O volume de material em deformação plástica associado a cada operação intermédia afecta o desgaste das matrizes. Pressões elevadas no estágio final de deformação combinadas com volumes muito significativos de material em deformação plástica podem prejudicar irremediavelmente o desempenho e a vida das matrizes. É, neste sentido, preferível que se definam mais operações intermédias de forjamento trabalhando sob níveis de pressão mais baixos. A não utilização de pré-formas pode impedir o fabrico da peça final, acelerar a erosão dos canais de rebarba e aumentar os custos de manutenção e de reparação das ferramentas.

As propriedades mecânicas e metalúrgicas dos materiais a forjar já foram objecto de discussão em capítulos anteriores, podendo os aspectos específicos relacionados com uma determinada liga ser consultados na literatura da especialidade ou nas fichas técnicas dos fornecedores.

Temperatura de aquecimento da matéria-prima

A temperatura de forjamento actua directamente na enformabilidade dos materiais metálicos. No *Capítulo 5* procedeu-se a estudo detalhado acerca da influência da temperatura nos processos de deformação plástica, tendo na altura sido classificados e identificados os três tipos fundamentais de operações de deformação plástica na massa; a frio, a morno e a quente.

Embora o forjamento a frio permita fabricar peças forjadas na forma final ou quase-final com boas propriedades mecânicas (decorrentes da deformação plástica a frio), boas tolerâncias dimensionais, bons acabamentos superficiais e menores custos de produção resultantes da diminuição do consumo de matéria-prima e da redução ou eliminação das operações secundárias de maquinagem e de tratamento térmico[8], é ainda muito vasto o conjunto de aplicações industriais que se baseiam na realização de operações de forjamento a quente. Esta situação pode ser atribuída ao facto do forjamento a frio necessitar de máquinas-ferramenta de maior capacidade, de apenas ser economicamente viável quando as séries de produção são elevadas e de exigir maiores cuidados na concepção, projecto, fabrico e arranque das ferramentas. Também os custos adicionais com a preparação da matéria-prima para as operações de forjamento a frio, nomeadamente a decapagem e a lubrificação[9], contribuem para que o domínio de aplicação do processo esteja quase exclusivamente centrado nos grandes volumes de produção.

Uma das principais vantagens do forjamento a frio é a possibilidade de utilização de matéria-prima mais barata na medida em que a resistência mecânica da peça final beneficia substancialmente do facto da operação ser realizada a frio (ver tabela 14.II).

O forjamento a morno é utilizado numa faixa de temperaturas que permite combinar as vantagens do forjamento a frio com as do forjamento a quente. No caso do forjamento a morno dos aços as temperaturas recomendadas variam entre os 450-850 °C sendo os limites inferior e superior condicionados pelo aumento excessivo da força (temperaturas mais baixas) e pela oxidação (temperaturas mais elevadas). Merece igualmente destaque o facto do forjamento a morno dos aços não exigir operações de 'fosfatação e ensaboamento' e poder, em alguns casos, eliminar a necessidade de realização de tratamentos térmicos a montante e a jusante da operação.

[8] O forjamento a frio pode exigir a realização de recozimentos iniciais e intermédios com o objectivo de amaciar e aumentar a ductilidade do material a forjar, mas permite evitar os tratamentos térmicos pós-forjamento de normalização, de revenido e de alívio de tensões que são característicos das operações realizadas a quente.

[9] No caso dos aços a lubrificação das pré-formas é habitualmente designada por operação de 'fosfatação e ensaboamento' na medida em que a aplicação da camada lubrificante de sabão exige a criação prévia de um substrato de fosfato de zinco, com capacidade de retenção do lubrificante, sobre a superfície das pré-formas.

Tipo de Material	Identificação
Aços ao carbono e aços ligados	AISI 1010, 1015, 1020, 1035, 1045 3115 4130, 4140 5115, 5140 8620
Aços inoxidáveis	AISI Ferríticos - 410, 430, 431 Austeníticos - 302, 304, 316, 321
Ligas de alumínio	Aluminum Association 1050, 1070, 1100, 1285 2017, 2024 3003 5052, 5152 6053, 6063, 6066 7075
Ligas de cobre	Grande variedade com destaque especial para os cobres da série C10000 e os latões das séries C20000 e C30000.

Tabela 14.II Materiais metálicos mais utilizados em operações de forjamento a frio.

Peso (Kg)	Frio (Produção anual)	Morno (Produção anual)
0.10-0.25	300.000	200.000
0.25-0.75	200.000	150.000
0.75-2.5	100.000	25.000

Tabela 14.III Séries de produção a partir das quais o fabrico por forjamento é mais económico do que por arranque de apara.

As temperaturas recomendadas para o forjamento a quente dos materiais mais utilizados industrialmente podem ser consultadas na tabela 14.IV, a qual fornece igualmente diversas informações de natureza técnica. Quando as temperaturas de forjamento são mais elevadas do que as recomendadas na tabela 14.IV corre-se o risco de fundir o material e de se assistir à degradação das suas propriedades mecânicas e metalúrgicas. Pode inclusive correr-se o risco de transferir quantidades excessivas de calor para as ferramentas afectando irreversivelmente as suas propriedades mecânicas e metalúrgicas. Por outro lado, quando as temperaturas de forjamento são inferiores às recomendadas, as cargas e as pressões aplicadas pelas ferramentas são mais elevadas e, consequentemente, podem dar origem a avarias mecânicas e à fissuração das matrizes.

Material	Temperatura de forjamento (°C)	Informações adicionais
Aços carbono e aços ligados	850 – 1150	Os aços carbono e os aços ligados são os materiais mais utilizados na produção industrial de componentes forjados a quente. A temperatura recomendada para o forjamento a quente vai diminuindo com o aumento do teor em carbono. O tempo de aquecimento deve ser suficiente para que todo o material atinja a temperatura de forjamento. Contudo, não deve ser muito exagerado, para que se consiga evitar a formação de grandes espessuras de material oxidado e um crescimento excessivo do grão. Os aços de muita liga devem ser aquecidos previamente a 800 °C duma forma lenta e regular pois a sua condutibilidade térmica é bastante mais reduzida do que a dos aços carbono. O aquecimento posterior até aos 1100 °C poderá ser efectuado de uma forma mais rápida. Os cuidados referidos para os aços ligados destinam-se a evitar o aparecimento de gradientes térmicos muito elevados entre o núcleo e a superfície das peças os quais poderiam dar origem a tensões térmicas muito altas.
Aços inoxidáveis	1100 – 1250	Os aços inoxidáveis são mais difíceis de forjar do que os aços carbono e aços ligados em virtude de possuirem maior resistência mecânica a altas temperaturas. Como a condutibilidade térmica dos aços inoxidáveis é inferior à dos aços ao carbono e aços ligados é necessário utilizarem-se tempos de aquecimento superiores para que se consigam atingir as temperaturas recomendadas para o forjamento. Os aços inoxidáveis austeníticos são os mais difíceis de forjar em virtude de possuírem taxas de encruamento elevadas a altas temperaturas. Os aços inoxidáveis dão origem a pressões de forjamento muito elevadas e, consequentemente, contribuem para uma vida das ferramentas mais curta.
Ligas de alumínio	400 – 550	A gama de variação para a temperatura de forjamento das ligas de alumínio é muito pequena (cerca de 150 °C), em virtude da temperatura de forjamento a quente ser muito próxima da temperatura de 'solidus'. Em alguns casos, o acréscimo de temperatura resultante da deformação plástica pode ser suficiente para que se ultrapasse a temperatura de fusão da liga podendo, no arrefecimento, dar origem a diversos tipos de defeitos, nomeadamente rechupes. Nestes casos recomenda-se um controlo muito apertado da velocidade de deformação a qual, sendo muito elevada, pode dar origem a acréscimos significativos de temperatura. Recomenda-se igualmente a utilização de prensas hidráulicas para que se consiga efectuar um controlo mais eficaz da velocidade do processo.

Ligas de magnésio	250 – 350	A estrutura cristalina HC do magnésio inviabiliza a deformação plástica a frio podendo afirmar-se que estas ligas são sempre forjadas a quente. A reduzida ductilidade destas ligas também determina que as pressões aplicadas nas ferramentas durante o forjamento a quente possam ser superiores às que habitualmente se verificam para os aços carbono e alumínios. As ligas de magnésio são habitualmente forjadas a temperaturas muito próximas da temperatura de 'solidus' pelo que devem ser utilizados equipamentos que permitam monitorizar e controlar a temperatura de aquecimento. A velocidade de deformação do processo deve, à semelhança das ligas de alumínio, ser igualmente muito bem controlada. À medida que a peça arrefece e a temperatura de forjamento baixa, perde-se capacidade de enformabilidade e aumenta a probabilidade de ocorrência de fissuração. Recomenda-se a utilização de forjamento isotérmico como forma de ultrapassar os problemas relacionados com o controlo e manutenção da temperatura de aquecimento.
Ligas de cobre	600 - 900	As ligas de cobre oferecem uma excelente enformabilidade a quente estimando-se que cerca de 90% das peças forjadas de cobre sejam produzidas em apenas uma ou duas operações. Tempos de aquecimento das ligas de cobre superiores aos necessários são prejudiciais porque dão origem a um crescimento excessivo do grão e a um aumento desnecessário da camada superficial de óxidos. As ligas de cobre possuem ainda a vantagem de permitirem uma reciclagem relativamente fácil da sucata resultante dos canais e cavidades de rebarba através da re-fusão do material.
Ligas de titânio	700 - 950	A ductilidade das ligas de titânio aumenta consideravelmente para temperaturas superiores à temperatura de transformação $\alpha \rightarrow \beta$ em virtude da estrutura cristalina passar de HC a CCC. O forjamento das ligas de titânio no domínio β exige cargas menores e permite forjar componentes com tolerâncias mais apertadas o que possibilita economias significativas de matéria-prima. O forjamento das ligas de titânio no domínio $\alpha+\beta$ reveste-se de grande interesse para o caso das ligas que apresentam comportamento superplástico na medida em que se conseguem alcançar níveis de deformação muito elevados com cargas relativamente baixas. Como a faixa de variação da temperatura para forjar a quente no domínio $\alpha+\beta$ é geralmente muito estreita (50-100°C), recomenda-se a utilização de forjamento isotérmico.

Ligas de níquel	1000 - 1200	A generalidade das ligas de níquel possui uma boa ductilidade a quente não apresentando problemas de enformabilidade. As ligas de níquel não apresentam problemas de oxidação durante o aquecimento e o forjamento a quente, mas são extremamente sensíveis à presença de enxofre. A escolha dos lubrificantes para forjamento a quente deve ter este aspecto em consideração. Os fornos de aquecimento devem estar limpos de quaisquer resíduos contaminantes à base de enxofre e os combustíveis utilizados também não devem conter enxofre. No forjamento de superligas à base de níquel em virtude da temperatura de forjamento variar num intervalo muito estreito (1050-1200 °C) e muito próximo da temperatura de 'solidus' poderão surgir algumas dificuldades de forjamento relacionadas com o aparecimento de fusões localizadas.

Tabela 14.IV Temperaturas recomendadas para o forjamento a quente dos materiais mais utilizados industrialmente.

A tabela 14.V apresenta um quadro resumo com alguns dos parâmetros que devem ser tomados em consideração durante a selecção da temperatura de forjamento.

	Quente	Morno	Frio
Peso dos componentes (kg)	0.05-1500	0.001-50	0.001-30
Precisão dimensional	IT 13-16	IT 11-14	IT 8-11
Rugosidade (R)	> 50-100 µm	>30 µm	>10 µm
Tensão efectiva (em termos relativos)	20 a 30%	30 a 50%	100%
Extensão efectiva máxima admissível	< 6	< 4	< 1.6
Custo (em termos relativos)	113%	100%	147%
Operações de maquinagem subsequentes	Elevadas	Baixas	Muito baixas

Tabela 14.V Resumo das principais características dos diferentes tipos de forjamento.

Equipamentos utilizados no aquecimento da matéria-prima

No aquecimento da matéria-prima e respectivas pré-formas podem ser utilizados diferentes tipos de equipamentos. Os fornos a gás, a fuel, ou a energia eléctrica são aqueles que se encontram mais divulgados pelas empresas de forjamento. Nos fornos a gás/fuel o calor é na sua maioria transmitido por convecção entre a atmosfera do forno (geralmente ar) e a superfície das peças. Nos fornos eléctricos o calor é transmitido por convecção entre a atmosfera do forno e a superfície das peças e por radiação a partir das resistências eléctricas de aquecimento.

Como os tempos de aquecimento da matéria-prima que estão associados aos fornos a gás e a fuel são geralmente muito lentos não se consegue evitar a formação de óxidos superficiais na matéria-prima (figura 14.20). Um outro aspecto negativo que se encontra associado à utilização deste tipo de fornos tem a ver com os baixos índices de produtividade. Em casos extremos, as reduções de produtividade decorrentes da utilização destes equipamentos podem alcançar 30% da totalidade de um turno de trabalho. As considerações energéticas e ambientais relativas a este tipo de fornos também não são as melhores na medida em que se consomem elevadas quantidades de energia de uma forma muito pouco eficiente. De facto os elevados tempos indispensáveis ao arranque e à estabilização da temperatura no interior dos fornos determinam-lhes um funcionamento ininterrupto durante a totalidade do dia de trabalho.

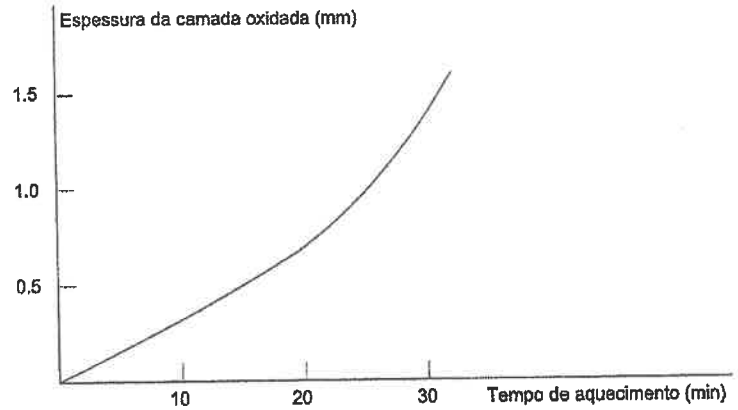


Figura 14.20 Espessura da camada oxidada em função do tempo de aquecimento para aços carbono numa gama de temperaturas compreendida entre os 750-1300ºC.

Uma forma alternativa de aquecer a matéria-prima e que permite obviar muitos dos problemas associados aos fornos convencionais baseia-se na utilização de fornos de indução eléctrica. O princípio de funcionamento dos fornos de indução assenta na transferência de energia eléctrica de uma bobine para a peça por intermédio de um campo magnético, sem que exista qualquer tipo de contacto entre a bobine e a peça (figura 14.21).

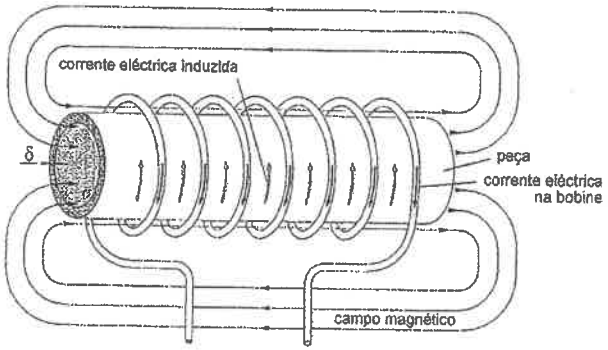


Figura 14.21 Representação esquemática do princípio de funcionamento de um forno de indução eléctrica.

O calor é dissipado na peça por efeito de Joule em resultado da corrente eléctrica que é induzida na peça pelo campo magnético e da resistência eléctrica característica do material da peça. A corrente eléctrica induzida na peça está na sua quase totalidade (cerca de 87%) concentrada numa região adjacente à superfície. A profundidade δ desta região pode ser estimada através da seguinte equação,

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi \mu_0 \mu_r f}} \qquad (14.29)$$

em que ρ é a resistividade, μ_0 é a permeabilidade magnética do vazio ($4\pi \times 10^{-7}$ H/m), μ_r é a permeabilidade magnética relativa e f é a frequência.

Em face do exposto pode-se concluir que o aquecimento das peças por indução se inicia na superfície progredindo por condução para o interior. A formação de óxidos superficiais é praticamente inexistente em virtude das taxas de aquecimento associadas a este tipo de equipamentos serem muito elevadas, indica-se um valor de referência de 3.5 kg/kW.h para elevar a temperatura do aço carbono de 25ºC até cerca de 1000ºC.

Temperatura de pré-aquecimento e de funcionamento das matrizes

A influência da cadência de produção é particularmente importante na definição da temperatura média de funcionamento das matrizes. Uma cadência de produção elevada significa períodos de tempo mais reduzidos para o arrefecimento das matrizes e, consequentemente, temperaturas média de funcionamento mais elevadas. A erosão e o desgaste das matrizes serão mais acentuados e, portanto, os materiais utilizados no seu

fabrico deverão possuir maior dureza e maior resistência à temperatura. Cadências de produção mais baixas, como as que habitualmente se obtém no fabrico de peças forjadas com martelos de queda, determinam temperaturas de funcionamento das matrizes mais reduzidas. Nestes casos devem ser privilegiados os aspectos relacionados com a resistência à fractura e ao choque térmico.

O controlo adequado da temperatura da matriz durante o ciclo de fabrico permite maximizar a vida e o desempenho das ferramentas de forjamento. Matrizes frias extraem mais calor da peça forjada e conduzem ao aumento das pressões e das cargas de forjamento. Matrizes frias e com temperaturas inferiores à temperatura de transição podem inclusive apresentar um comportamento frágil e serem, portanto, muito susceptíveis a fenómenos de fissuração. Matrizes excessivamente quentes podem perder dureza e resistência ao desgaste devido a fenómenos localizados de amaciamento.

A manutenção de uma temperatura adequada nas ferramentas de forjamento é uma tarefa muito difícil em virtude dos diferentes factores que influenciam o seu aquecimento e o seu arrefecimento. Durante o ciclo de produção, perde-se calor por radiação, por vaporização do lubrificante/refrigerante, (por exemplo vaporização do vapor de água contido nas emulsões), e por condução para a máquina-ferramenta e para os dispositivos auxiliares. O valor relativo destas perdas de calor varia com a dimensão relativa das peças forjadas e das matrizes, e com a quantidade de refrigerante utilizado. É contudo possível estabelecerem-se perfis de temperatura típicos que permitem identificar regimes de temperatura de funcionamento das matrizes regulares e irregulares. Os regimes 'irregulares' são caracterizados por darem origem a variações/oscilações térmicas significativas as quais podem, eventualmente, estar na génese de fenómenos de fissuração de natureza térmica (figura 14.22).

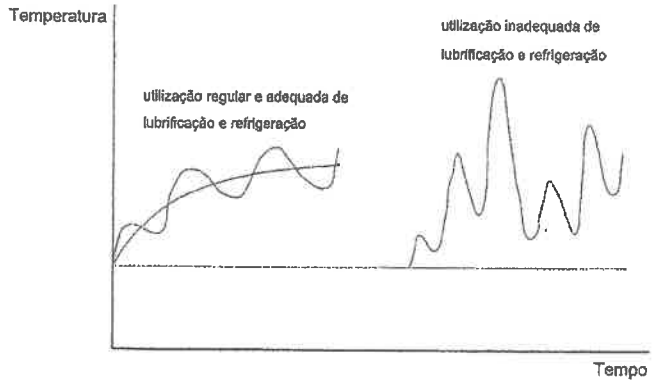

Temperatura
utilização inadequada de lubrificação e refrigeração
utilização regular e adequada de lubrificação e refrigeração
Tempo

Figura 14.22 Regimes térmicos de funcionamento das matrizes de forjamento.

O pré-aquecimento das matrizes de forjamento é uma tarefa igualmente muito importante. O reinício da produção após se terem verificado paragens, mudanças de turno e interrupções no ciclo produtivo deve ser sempre acompanhado de um pré-aquecimento das matrizes de modo a permitir que estas alcancem uma temperatura adequada ao seu funcionamento. O método utilizado para o aquecimento das matrizes deve permitir alcançar uma distribuição de temperatura uniforme e não deve dar origem a sobreaquecimentos excessivos em zonas localizadas das matrizes. Deve, portanto, evitar-se pré-aquecer as matrizes com chamas localizadas provenientes de tochas de oxiacetileno ou com justaposição directa de peças quentes sobre a sua superfície. É preferível utilizarem-se chamas abertas, resistências eléctricas, bobines de indução ou proceder ao pré-aquecimento das matrizes no interior dos fornos.

Para além dos efeitos mecânicos e metalúrgicos que têm vindo a ser discutidos, não pode deixar de referir-se a importância de duas temperaturas críticas no aquecimento e funcionamento das matrizes; (i) a temperatura crítica de revenido que no caso dos aços ferramenta para trabalho a quente varia entre 425 e 600 °C e (ii) a temperatura de transformação ferrite-austenite (723 C). Quando a temperatura de aquecimento ou de funcionamento das matrizes ultrapassar a temperatura de revenido podem provocar-se perdas de dureza e de resistência mecânica muito significativas ao nível do material das matrizes. A importância e o alcance destas perdas, que podem comprometer o desempenho global da ferramenta, estará sempre relacionado com a extensão em que se ultrapassou a temperatura do revenido. Quando a temperatura de funcionamento das matrizes ultrapassar, ainda que localmente, a temperatura de transformação metalúrgica origina-se uma nova estrutura com características mecânicas e metalúrgicas diferentes das originais. Se o arrefecimento das matrizes for muito rápido, (utilizando, por exemplo, água no arrefecimento das matrizes), podem formar-se estruturas de têmpera muito duras e frágeis e com muito pouca resistência ao choque. Se o arrefecimento das matrizes for muito lento podem originar-se recozimentos localizados na sua superfície os quais possibilitam o aparecimento de estruturas macias e com muito pouca resistência ao desgaste[10].

A lubrificação, quando aplicada de um modo adequado, permite reduzir o atrito, o desgaste, as forças e as pressões aplicadas contribuindo decisivamente para o aumento da vida das matrizes. Contudo, uma lubrificação excessiva pode reduzir a vida da ferramenta e até originar defeitos de fabrico em virtude do lubrificante se poder alojar no interior de algumas cavidades da matriz impedindo o seu preenchimento pela matéria-prima e gerando níveis de pressão muito elevados. Os lubrificantes possuem igualmente funções refrigerantes. A eficácia desta função refrigerante está directamente relacionada

[10] Estes efeitos são de natureza superficial possuindo um alcance médio da ordem dos décimos de milímetro.

com a composição e com as características do lubrificante. As emulsões, por exemplo, possuem boas propriedades refrigerantes. No entanto, convém salientar que uma refrigeração excessiva pode ser prejudicial na medida em que pode dar origem a fissuração e a tensões de natureza térmica. Por outro lado, refrigerações insuficientes permitem que a temperatura de funcionamento das matrizes suba a níveis térmicos que potenciem e acelerem os desgastes e avarias das matrizes.

Tratamentos térmicos

Os tratamentos térmicos que se efectuam no decorrer do ciclo de forjamento são fundamentais para assegurar um bom desempenho do processo e uma boa qualidade dos produtos forjados. No caso do forjamento a frio realizam-se tratamentos térmicos de recozimento sobre a matéria-prima e, eventualmente, sobre as pré-formas correspondentes às fases intermédias, com o objectivo de amaciar e aumentar a ductilidade do material a forjar. As peças forjadas a frio podem, se necessário, ser submetidas a um tratamento térmico final de alívio de tensões para se eliminarem as tensões internas induzidas pela deformação plástica. No forjamento a quente as peças forjadas são deixadas arrefecer lentamente ao ar para de seguida serem submetidas a um tratamento térmico de normalização destinado a refinar o tamanho de grão, a obter uma textura uniforme e isenta de orientações preferenciais e a aumentar a resistência mecânica do aço relativamente à do aço recozido. No caso de se pretenderem fabricar componentes forjados com resistência mecânica e dureza elevadas substitui-se o arrefecimento ao ar característico da normalização por uma têmpera com velocidade de arrefecimento mais elevada. Obtém-se desta forma uma estrutura martensítica à temperatura ambiente. Nestes casos terá de efectuar-se logo de seguida um tratamento térmico de revenido com o objectivo de aumentar a tenacidade do material e eliminar as tensões internas induzidas pela têmpera. É precisamente no forjamento deste tipo de componentes que pode existir interesse em substituir o aço-carbono por um aço microligado (figura 14.23, ver também § 1.2.1 do *Capítulo 1*).

Formação técnica e perícia dos operários

A formação técnica e a perícia dos operários utilizados na produção de componentes forjados é igualmente fundamental para se conseguirem fabricar peças com elevados níveis de qualidade. O desempenho dos operários é crítico no posicionamento da matéria-prima sobre as matrizes (ou na monitorização dos sistemas de alimentação e posicionamento automáticos), no controlo da energia fornecida pela máquina-ferramenta e na manutenção de níveis térmicos, de lubrificação e de refrigeração que sejam adequados ao ciclo produtivo.

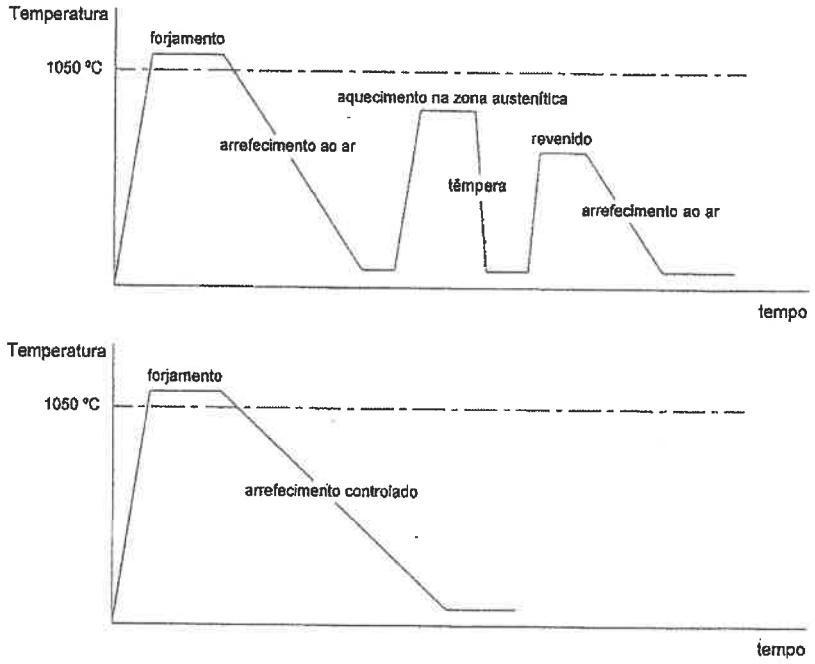


Figura 14.23 Ciclo de fabrico de uma peça de aço forjada a quente para o qual sejam exigidos níveis elevados de dureza e resistência mecânica.
(Cimo) Utilização de um aço carbono convencional.
(Baixo) Utilização de um aço microligado.

14.3.5 Matrizes para forjamento

Como foi anteriormente referido, este parágrafo tem por objectivo proceder à identificação dos elementos constituintes fundamentais das matrizes para forjamento em matriz fechada tendo em consideração a respectiva funcionalidade. A exposição a efectuar vai agora debruçar-se sobre os materiais utilizados no fabrico das matrizes e sobre as principais regras de projecto contemplando, entre outros aspectos; as espessuras mínimas admissíveis, os raios de concordância, os ângulos de saída, as tolerâncias dimensionais, a forma e dimensões dos canais de rebarba e a colocação da linha de separação de matrizes (ver figura 14.24).

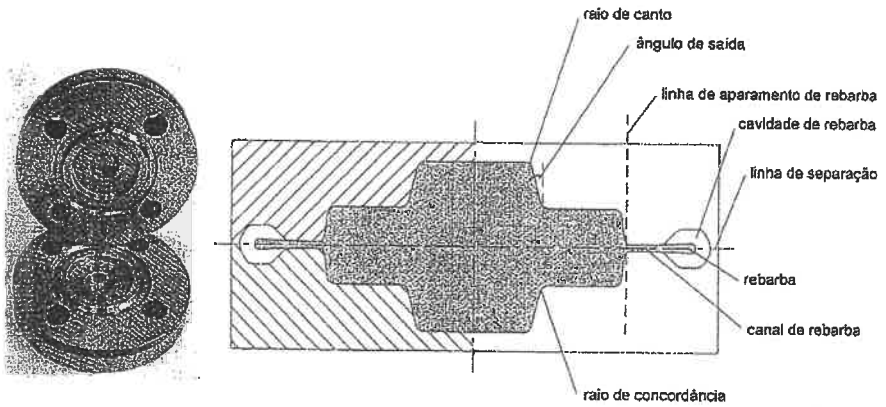


Figura 14.24 a) Matrizes para o forjamento em matriz fechada com rebarda de uma flange e b) representação esquemática dos principais elementos constitutivos de uma matriz.

Materiais

Os materiais utilizados no fabrico de matrizes para forjamento devem possuir uma elevada resistência ao desgaste e às solicitações de compressão e choque (elevada tenacidade), sendo esta última propriedade muito importante no caso das ferramentas que possuam formas complexas com arestas vivas e/ou que se encontrem instaladas em martelos de queda e prensas mecânicas de fuso. No caso das matrizes trabalharem a quente devem igualmente ser considerados os aspectos relacionados com a manutenção das propriedades mecânicas do material a temperaturas elevadas e com a fadiga e choque térmicos.

Os materiais mais utilizados no fabrico de matrizes para forjamento são os aços para ferramentas que contenham como principais elementos de liga o crómio, o tungsténio, o molibdénio e o vanádio (ver tabela 14.VI).

Material (Norma AISI)	Tipo de material	Aplicações e características principais
H11 a H16	Aços ao crómio para trabalho a quente	São aços muito utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento a quente. Possuem uma elevada insensibilidade aos choques térmicos, boa condutibilidade térmica, boa resistência mecânica a quente, grande resistência ao desgaste a quente e uma excelente resistência ao revenido. Suportam temperaturas de trabalho no domínio dos 300 – 650 °C. As matrizes fabricadas com este tipo de aços suportam refrigeração com água. Permitem obter níveis máximos de dureza após tratamento térmico entre os 45-55 HRC.
H20 a H26	Aço ao tungsténio para trabalho a quente	São também utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento a quente. Possuem maior resistência mecânica e maior resistência à abrasão a quente do que os aços à base de crómio. Porém estas melhorias são alcançadas com prejuízo da tenacidade e da resistência aos choques térmicos. Suportam temperaturas de trabalho no domínio dos 300 – 650 °C e são caracterizados pela fraca resistência a regimes térmicos irregulares resultantes de variações/oscilações muito significativas da temperatura de serviço. As matrizes fabricadas com este tipo de aços não devem ser refrigeradas com água. Como possuem teores em carbono mais baixos do que os aços ao crómio para trabalho a quente também os níveis máximos de dureza após tratamento térmico são mais reduzidos (entre os 43-52 HRC).
O1, O2, O6, O7	Aços para trabalho a frio temperáveis no óleo	São utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento a frio. Possuem uma tenacidade e uma resistência mecânica muito elevadas sendo capazes de suportar esforços muito intensos de choque e de compressão a frio. Permitem obter níveis máximos de dureza após tratamento térmico entre os 58-60 HRC.

W1-W7	Aços para trabalho a frio temperáveis na água	São utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento a frio. Possuem características mecânicas semelhantes às dos aços para trabalho a frio temperáveis no óleo. São ainda caracterizados pela elevada penetração de têmpera que lhes permite obter uma distribuição de dureza uniforme na totalidade da secção das matrizes. A têmpera na água deve ser substituída pela têmpera em óleo sempre que as ferramentas contenham contornos delicados e diferenças de secção apreciáveis para eliminar o risco de fractura na têmpera. Permitem obter níveis máximos de dureza após tratamento térmico entre os 59-61 HRC.
A2, A4, A5-A7	Aços para trabalho a frio temperáveis no ar	São utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento a frio. Possuem características mecânicas semelhantes às dos restantes aços para trabalho a frio embora a sua composição química lhes permita efectuar a têmpera no ar. São muito utilizados no fabrico de ferramentas com contornos delicados e que apresentem diferenças de secção apreciáveis. A têmpera no ar deve ser substituída pela têmpera em óleo sempre exista a necessidade de eliminar o risco de fractura na têmpera. Permitem obter níveis máximos de dureza após tratamento térmico entre os 59-61 HRC.
D1-D7	Aços para trabalho a frio com elevada percentagem de carbono e crómio	Possuem características mecânicas semelhantes às dos restantes aços para trabalho a frio embora tenham uma resistência mecânica mais elevada e permitam obter níveis máximos de dureza após tratamento térmico entre os 56-62 HRC.
M1-M7	Aços rápidos ao molibdénio	São muito utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento a frio. A composição destes aços permite-lhes suportar as exigências do trabalho a frio a morno e a quente. São caracterizados por apresentarem uma dureza elevada a frio e a quente, (níveis máximos após tratamento térmico na gama dos 60-65 HRC), e uma grande resistência mecânica ao desgaste e ao revenido até temperaturas próximas dos 600 °C. Estas características mecânicas podem ainda ser melhoradas no caso destes aços terem sido obtidos por pulverometalurgia.

Tabela 14.VI Apresentação sumária dos materiais mais utilizados no fabrico de matrizes para ferramentas de forjamento.

Para retirar o máximo rendimento das matrizes, efectuam-se tratamentos térmicos de têmpera e revenido. Recomendam-se durezas máximas de 55 a 65 HRC para as matrizes destinadas a operações de forjamento a frio e de 35 a 55 HRC para as matrizes destinadas a operações de forjamento a quente. A tabela 14.VII fornece valores indicativos das tensões de rotura dos materiais habitualmente utilizados no fabrico de matrizes para forjamento em função da dureza obtida após tratamento térmico.

Os valores da tensão limite de elasticidade destes materiais podem ser estimados através da multiplicação da tensão de rotura apresentada na tabela anterior por um factor de correcção igual a 0.8. Aconselha-se, como boa prática de projecto, tentar reduzir o mais possível os níveis de tensão aplicados sobre as matrizes e a utilizarem-se coeficientes de segurança elevados de modo a impedir que as matrizes deformem e/ou fissurem.

Dureza (HRC)	Tensão de rotura (MPa)
30	980
40	1250
50	1700
60	2400

Tabela 14.VII Valores de referência para a tensão de rotura dos aços ferramenta em função da dureza (HRC) após tratamento térmico.

Tratamentos superficiais

A vida e o desempenho das matrizes podem ser consideravelmente aumentados através de tratamentos superficiais. O forjamento de materiais extremamente abrasivos, tais como o titânio e suas ligas, ou de materiais com elevada resistência mecânica e que, portanto, exijam pressões de forjamento muito elevadas, ou de peças com geometria muito complexa, submete as matrizes a níveis de desgaste muito elevados. A resistência ao desgaste pode ser melhorada através de processos de alteração da composição química do material ou através da deposição de revestimentos (ver § 22.8.9 do *Capítulo 22*).

Linha de separação de matrizes

A linha de separação de matrizes corresponde ao contorno de encosto (fecho) da matriz superior com a inferior. Para formas simples e simétricas esta linha é recta e situa-se no centro geométrico da peça. Para formas mais complexas esta linha poderá ser curva e irregular em relação ao plano de forjamento - plano que inclui a face principal da matriz e é perpendicular à direcção de trabalho do carro móvel da prensa. A forma e

colocação da linha de separação são determinantes no custo final das matrizes, nos ângulos de saída, nas linhas de fluxo da peça e na definição e concepção do processo de aparamento (corte) de rebarba.

Canal e cavidade de rebarba

Para compreender a influência da rebarba no forjamento em matriz fechada deve começar por analisar-se a evolução típica da força com o deslocamento da ferramenta durante o forjamento de uma peça em forma de flange (classe 2 da tabela 14.I) que se encontra representada na figura 14.25.

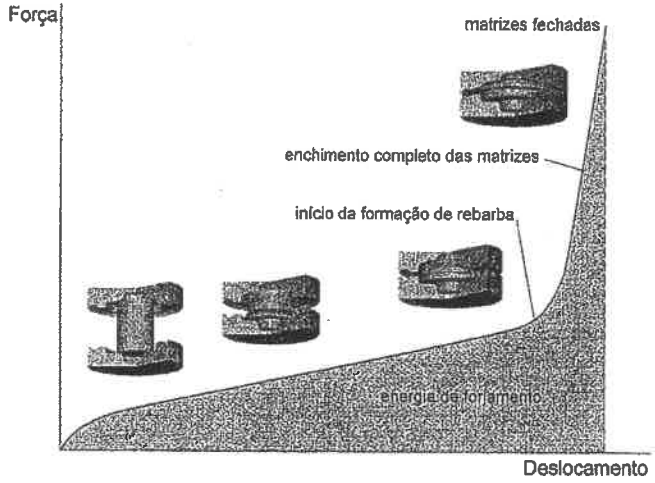


Figura 14.25 Evolução da força de forjamento com o deslocamento da matriz para uma operação de forjamento em matriz fechada.

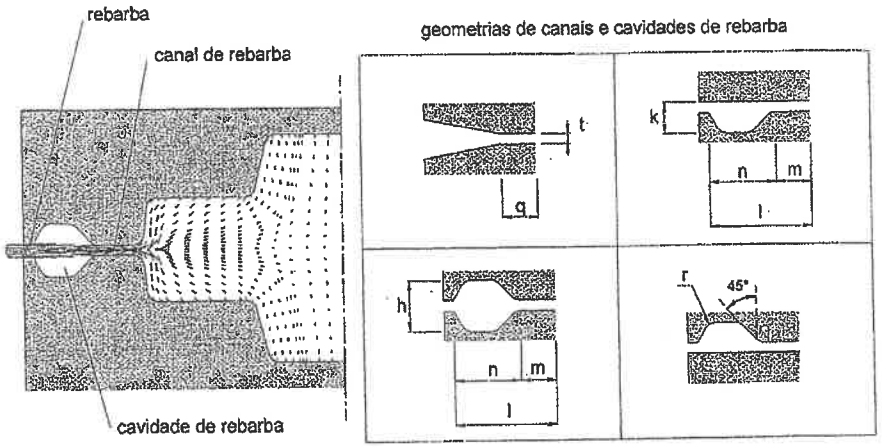
A força começa por aumentar gradualmente até ao instante em que as cavidades da matriz estão parcialmente cheias e o material atinge o canal de rebarba, iniciando-se a formação de rebarba. Com a continuação do fecho das matrizes a força aumenta rapidamente até que as suas cavidades estejam completamente cheias. É nesta fase do processo que os detalhes de maior complexidade da matriz definem a força de forjamento. Este é também o instante em que, teoricamente, a pressão no interior da matriz, (determinada pela geometria da rebarba), assegura o forjamento completo do

componente. Contudo na prática, para garantir que as cavidades das matrizes sejam integralmente preenchidas e a peça adquira as dimensões apropriadas, exerce-se uma força final de forjamento um pouco mais elevada. No caso do forjamento se realizar a quente, o arrefecimento mais rápido que se verifica no material situado no interior do canal de rebarba faz com que a curva apresente, na fase final do processo, um declive ainda mais acentuado.

Em linhas gerais pode-se afirmar que o sucesso de uma operação de forjamento em matriz fechada implica a verificação das seguintes condições:

1) O volume de material no interior da matriz deverá ser suficiente para assegurar o seu enchimento.

2) A 'extrusão' do material através do canal de rebarba deverá ser mais difícil do que o enchimento dos detalhes mais complexos que existam no interior da matriz (figura 14.26).



(a) (b)

Figura 14.26 a) Campo de velocidades no interior da ferramenta durante a fase final da operação (formação de rebarba) e b) geometrias de canais e cavidades de rebarba (ver tabela 14.VIII).

Adicionalmente, pode ainda referir-se que:

1) Se a espessura do canal de rebarba for muito pequena e existir excesso de material no interior da cavidade da matriz, a energia necessária ao forjamento aumenta. Este aumento de energia induz pressões mais elevadas sobre as cavidades da matriz e desgastes mais acentuados ao nível dos canais de rebarba.

2) Se a espessura da rebarba for muito elevada, o material necessário ao enchimento das matrizes pode fluir prematuramente através do canal de rebarba podendo o componente final ficar defeituoso.

	Tipo de canal		
	Pequeno	Médio	Grande
l	15	25	35
m	4	5	6
n	11	20	29
h	5	8	10
k	3.5	5	6.5
r	2.5	4	5
q	2	3	4
t	2	2.5	3

Tabela 14.VIII Dimensões em (mm) para os diferentes tipos de canais e cavidades de rebarba que se encontram representados na figura 14.26.

Ângulos de saída ou conicidades

Estes ângulos destinam-se a facilitar a extracção das peças forjadas do interior das matrizes de forjamento. Os ângulos de saída interiores devem variar entre 5 e 10°, enquanto que os exteriores entre 3 e 7°. Esta diferença de valores deve-se fundamentalmente às contracções dimensionais que as peças forjadas sofrem na direcção radial durante o seu arrefecimento.

Raios de canto e de concordância

A selecção adequada dos raios de canto e de concordância é fundamental para que se consiga assegurar um escoamento uniforme e adequado da matéria-prima no interior das cavidades da matriz (figura 14.27 e tabela 14.IX). Evitam-se desta forma muitos defeitos em peças forjadas e melhora-se substancialmente a vida da ferramenta.

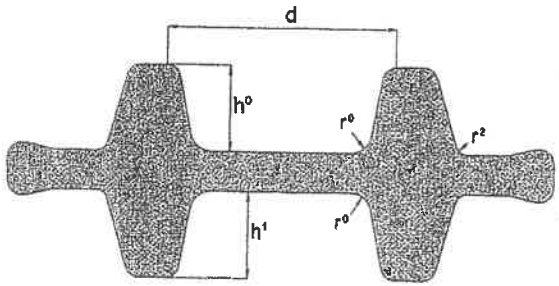


Figura 14.27 Raios de canto e de concordância para matrizes de forjamento.

Medidas de d, h^0 ou h^1 (mm)	r^0 (mm)	r^1 (mm)	r^2 (mm)
0 - 25	5	0.5	1
25 – 40	8	1	1.5
40 – 63	12	1.5	2
63 – 100	20	1.5	2.5
100 – 160	30	2	3
160 – 250	50	2.5	3.5

Tabela 14.IX Dimensões em (mm) para os diferentes tipos de raios de canto e de concordância que se encontram representados na figura 14.27.

Tolerâncias e sobreespessuras

As tolerâncias exigidas às peças forjadas em matriz fechada só se conseguem muitas vezes alcançar através da realização de operações secundárias de maquinagem envolvendo torneamento e rectificação. Nestas condições é necessário proceder-se à definição de sobreespessuras que permitam estabelecer as dimensões das peças forjadas tendo em consideração a necessidade de se realizarem as operações finais de maquinagem (figura 14.28).

A sobreespessura é um acréscimo nas dimensões finais da peça que permite estabelecer a geometria das pré-formas nas diversas operações intermédias de forjamento que sejam anteriores às operações finais de arranque de apara. A tolerância na sobreespessura é a variação permissível para aquela dimensão que, de um modo aproximado, se admite ser da ordem de grandeza de ¼ do valor da sobreespessura.

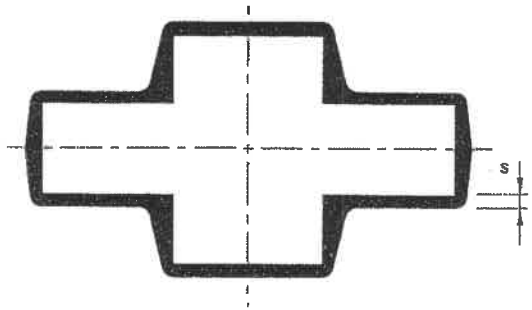


Figura 14.28 Representação típica das sobreespessuras, s, indispensáveis para a realização de operações secundárias de maquinagem em peças forjadas.

No caso do forjamento a quente, as peças apresentam quase sempre defeitos superficiais, oxidação e uma ligeira camada descarbonizada. Por este motivo a prática industrial aconselha que se adicione ao valor da sobreespessura fornecido pela tabela 14.X cerca de 5 mm em diâmetro, para o caso de peças circulares e 3 mm para peças que possuam secções prismáticas, de modo a que a maquinagem final consiga retirar a camada superficial e assegure uma boa qualidade da superfície da peça acabada.

Comprimento ou diâmetro (mm)	s (mm)
0-20	0.5-1.0
20-80	1.0-1.5
80-150	1.5-2.0
150-200	2.0-3.0

Tabela 14.X Sobreespessuras recomendadas para a realização de operações secundárias de maquinagem em peças forjadas.

14.3.6 Corte ou aparamento de rebarba

O corte de rebarba é uma operação indispensável no ciclo de produção de peças forjadas em matriz fechada. A figura 14.29 contém uma representação esquemática de uma operação de corte de rebarba e a tabela 14.XI fornece valores indicativos para a folga entre punções e matrizes utilizados neste tipo de operação.

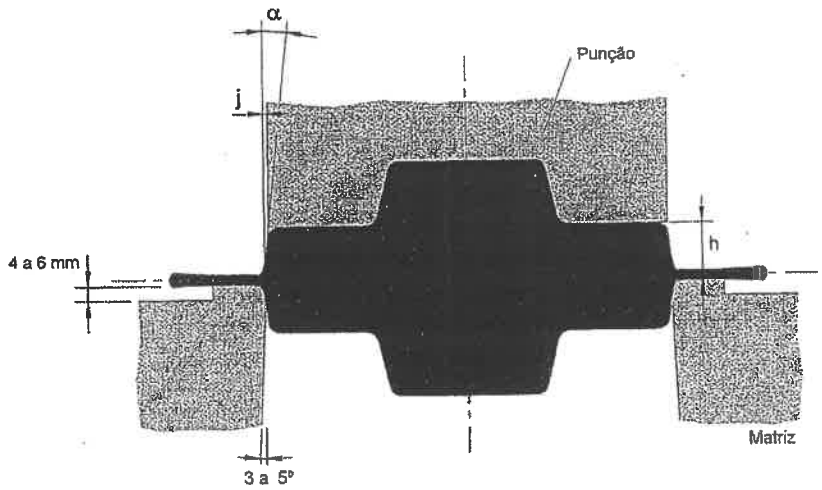


Figura 14.29 Representação esquemática de uma operação de corte de rebarba.

Altura média da peça (mm)	Folga entre o punção e a matriz, j (mm)
< 10	0.3
10-20	0.5
20-40	0.8
40-50	1.0
50-60	1.2
> 60	1.5

Tabela 14.XI Valores recomendados para a folga entre os punções e as matrizes que devem ser utilizados no corte de rebarba a quente. Os valores indicados são válidos para ângulos $\alpha < 15°$. Para ângulos superiores a 15° pode adoptar-se uma folga constante e igual a $j = 0.3$ mm.

14.3.7 Cálculo de peças forjadas em matriz fechada

O cálculo de peças forjadas em matriz fechada é uma tarefa fundamental para a definição e optimização da geometria das pré-formas e para a determinação dos esforços mecânicos e dos ciclos térmicos aplicados nas ferramentas. A exposição que vai ser

efectuada no âmbito deste parágrafo está exclusivamente centrada na aplicação do método da energia uniforme embora a utilização dos outros métodos de análise esteja convenientemente descrita no âmbito dos problemas resolvidos do § 14.4.

Metodologia de cálculo baseada na aplicação do método da energia uniforme

O método da energia uniforme exige que a geometria final da peça forjada seja aproximada por intermédio de uma forma elementar (cilindro, esfera, prisma, etc...) equivalente. O procedimento de cálculo intrínseco ao método da energia uniforme não permite contabilizar os gradientes de extensão e tensão que existem no interior da peça forjada na medida em que apenas se utilizam os valores médios calculados com base na deformação da geometria elementar equivalente à geometria final da peça. Este facto, conjugado com a utilização de estados de tensão e deformação uniaxiais e com o recurso a coeficientes correctivos de natureza empírica ou semi-empírica, contribuem para que o método da energia uniforme tenha características aproximadas e uma aplicabilidade que deverá estar limitada à fase de ante-projecto de peças forjadas.

A metodologia de cálculo baseada na aplicação do método da energia uniforme é análoga à que foi apresentada no decorrer do forjamento em matriz aberta e consiste nos seguintes procedimentos (§ 14.2.1):

1) Determinação da geometria equivalente (forma elementar cilíndrica).
   O cálculo da altura média h_m da geometria elementar equivalente, a partir do volume V e da área total projectada A_p da peça forjada (que inclui a rebarba) é efectuado através de,

$$h_m = \frac{V}{A_p} \tag{14.30}$$

2) Determinação dos valores médios de extensão e de velocidade de deformação na peça forjada.
   O valor médio da extensão $\varepsilon_{média}$ no interior da peça forjada calcula-se através do quociente entre a altura inicial h_0 e a altura média final h_m da geometria elementar equivalente,

$$\varepsilon_{média} = \ln \frac{h_0}{h_m} \tag{14.31}$$

A velocidade de deformação média $\dot{\varepsilon}_{média}$ durante a operação de forjamento é calculada através de,

$$\dot{\varepsilon}_{média} = \frac{v}{h_m} \tag{14.32}$$

em que v é a velocidade de actuação da ferramenta[11].

3) Determinação da tensão efectiva no interior da peça forjada.
O método da energia uniforme considera que o estado de tensão no interior das peças forjadas é uniforme e que pode ser reduzido a um estado de tensão uniaxial equivalente. A tensão efectiva $\overline{\sigma}$ no interior da peça forjada é calculada com base nos valores médios da extensão $\varepsilon_{médio}$ e/ou da velocidade de deformação $\dot{\varepsilon}_{médio}$ e na lei de comportamento do material (rígido-plástica ou rígido-viscoplástica)[12],

$$\overline{\sigma} = f(\varepsilon_{média}, \dot{\varepsilon}_{média}) \tag{14.33}$$

4) Determinação da pressão média aplicada na ferramenta.
A pressão média p aplicada pela matriz na fase final da operação de forjamento em matriz fechada pode ser calculada corrigindo o valor da tensão efectiva $\overline{\sigma}$ no interior da peça forjada por intermédio de um coeficiente Q_p que entra em linha de conta com a complexidade de forma,

$$p = \overline{\sigma} Q_p \tag{14.34}$$

A tabela 14.XII apresenta os valores recomendados para o coeficiente de correcção de pressão Q_p.

[11] Convém salientar que os valores médios da extensão e da velocidade de deformação que foram calculados com base nas equações (14.31) e (14.32) não devem ser confundidos com a noção de valor médio associado ao primeiro invariante dos tensores das extensões e das velocidades de deformação. Tratam-se de valores médios num sentido mais lato, ou seja, de valores médios que estão directamente relacionados com as simplificações intrínsecas à aplicação do método da energia uniforme.

[12] Assume-se que os valores axiais médios coincidem com os valores efectivos na medida em que a geometria equivalente possui simetria de revolução.

5) Determinação da força máxima de forjamento.
O valor máximo da força de forjamento $F_{máx}$ é calculado através de,

$$F_{máx} = \overline{\sigma} A_p \cdot Q_p \tag{14.35}$$

6) Determinação da energia de forjamento.
A análise da figura 14.25 permite concluir que a energia necessária ao forjamento, corresponde à área delimitada pela curva que traduz a evolução da força com o deslocamento da matriz. Tendo por base o conceito de trabalho por unidade de volume introduzido no *Capítulo 6* pode-se determinar a energia total necessária ao forjamento da peça através de,

$$W = \sigma_{unif} \varepsilon_{média} V \cdot Q_e \tag{14.36}$$

O símbolo Q_e designa o coeficiente de correcção de energia (ver tabela 14.XII), $\varepsilon_{média}$ é o valor médio da extensão no interior da peça forjada no instante final do forjamento, e σ_{unif} representa o valor médio da tensão associada ao trabalho plástico (ou ideal) por unidade de volume (ver § 6.2).

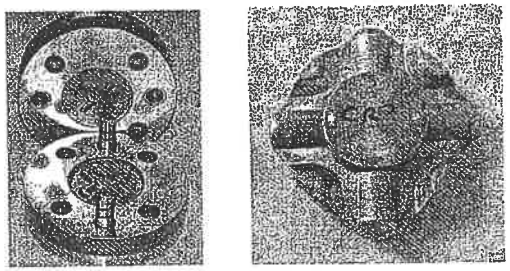
Forma geométrica	Q_p	Q_e
Forma simples, pouco confinada lateralmente	1.5-2.5	1.2-1.5
Forma simples, confinada lateralmente e com uma pequena formação de rebarba	3-5	2-2.5
Forma simples, confinada lateralmente e com uma apreciável formação de rebarba	5-8	3
Forma complexa, envolvendo nervuras elevadas e almas finas, com apreciável formação de rebarba	8-12	4

Tabela 14.XII Coeficientes de correcção utilizados no cálculo da pressão e da energia para operações de forjamento em matriz fechada, (ver problema 14.4).

14.4 Problemas

Problema 14.1

Considere a operação de forjamento a frio da cruzeta não-simétrica que se encontra representada na figura (ver § 10.9.2). A pré-forma utilizada no fabrico da cruzeta consiste num cilindro de alumínio tecnicamente puro (99.95%) com 14.54 mm de diâmetro e 17.70 mm de altura. A curva tensão-extensão do material determinada por intermédio de ensaios de compressão uniaxial é a seguinte: $\sigma = 177.46\ \varepsilon^{0.190}$ (MPa).



Nestas condições, proceda à utilização do método da energia uniforme para determinar:

a) A força de forjamento considerando que a área projectada da cruzeta pode ser aproximada por um quadrado com 29.5 mm de lado.

b) A energia necessária para forjar a cruzeta.

Resolução

a) O *Capítulo 10* (§ 10.9.2) procedeu à apresentação da simulação numérica desta operação de forjamento em matriz fechada com rebarba através do programa de elementos finitos I-FORM3. Os resultados obtidos permitiram concluir que a cruzeta forjada apresenta diferentes níveis de extensão (e de tensão) que variam em função da posição relativa no interior da matriz.

A aplicação do método da energia uniforme à resolução deste problema não permite contabilizar os gradientes de extensão e tensão que existem no interior da peça forjada na medida em que apenas se utilizam os valores médios calculados com base numa geometria elementar equivalente à geometria final da cruzeta.

A aproximação da geometria final da cruzeta por uma geometria elementar equivalente foi efectuada por intermédio de um cilindro com um volume V e uma área total projectada A_p iguais aos da cruzeta,

$$V = \pi\left(\frac{14.54}{2}\right)^2 17.70 = 2938.9\ \text{mm}^3$$

$$A_p = 29.5 \times 29.5 = 870.25\ \text{mm}^2$$

A altura média da geometria cilíndrica equivalente calcula-se a partir da equação (14.30), obtendo-se,

$$h_m = \frac{V}{A_p} = \frac{2938.9}{870.25} = 3.38\,\text{mm}$$

O resultado obtido é cerca de 50% inferior à altura final da cruzeta forjada (ver § 10.9.2). O valor médio da extensão no interior da cruzeta forjada calcula-se através da expressão (14.31), (admite-se que a extensão é uniforme e que pode ser aproximada por um estado uniaxial equivalente),

$$\varepsilon_{médio} = \ln\frac{h_0}{h_m} = \ln\left(\frac{17.7}{3.38}\right) = 1.655$$

O valor obtido pode ser comparado com a distribuição final de extensão efectiva obtida por intermédio do programa de elementos finitos I-FORM3 (ver figura 10.25 do *Capítulo 10*).Admitindo que o estado de tensão também é uniforme, então, a tensão efectiva $\overline{\sigma}$ no interior da cruzeta forjada pode ser calculada com base no valor médio da extensão $\varepsilon_{médio}$ e na curva tensão-extensão do alumínio, obtendo-se,

$$\overline{\sigma} = 177.46\,(1.655)^{0.190} = 195.3\ \text{MPa}$$

A pressão média aplicada pela matriz na fase final da operação de forjamento em matriz fechada pode ser calculada corrigindo o valor da tensão efectiva $\overline{\sigma}$ no interior da cruzeta forjada através de um factor Q_p que entra em linha de conta com a complexidade de forma (ver tabela 14.XII),

$$p = \overline{\sigma} Q_p = 195.3 \times 2.0 = 390.6\ \text{MPa}$$

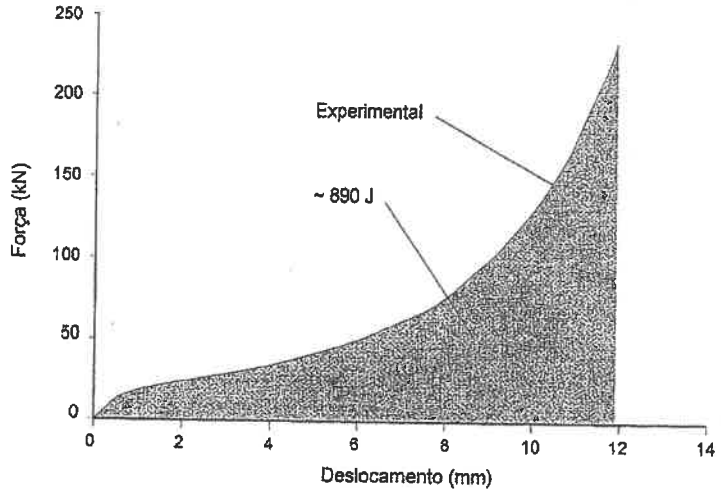
A opção por um valor do coeficiente de correcção de pressão $Q_p = 2.0$ correspondente a uma forma simples deve-se ao facto da operação de forjamento das cruzetas ser pouco confinada lateralmente. Contudo, esta escolha é demonstrativa da arbitrariedade que pode eventualmente existir na escolha destes coeficientes correctivos e da necessidade de existir alguma experiência por parte de quem os aplica.

Nestas condições, a força máxima de forjamento $F_{máx}$ pode ser calculada através da equação (14.35), obtendo-se,

$$F_{máx} = \bar{\sigma} A_p \cdot Q_p = 195.3 \times 870.25 \times 2.0 = 339\,919.7 \text{ N} \cong 340 \text{ kN}$$

Este valor é cerca de 40% superior ao que foi obtido experimentalmente e por intermédio do método dos elementos finitos (ver figura 10.29).

b) A energia necessária para efectuar o forjamento da cruzeta, corresponde à área que se encontra delimitada pela curva que traduz a evolução da força com o deslocamento da matriz.



Nota: Esta figura foi construída com base nos resultados experimentais da figura 10.29.

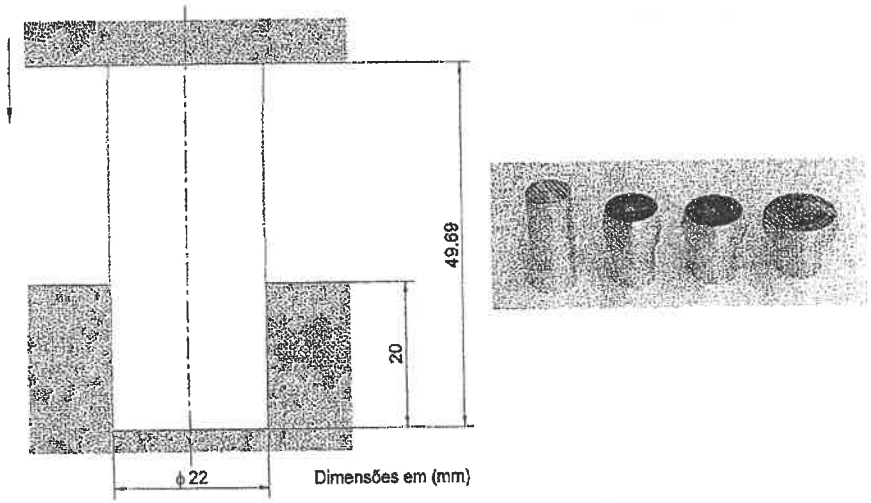
O método da energia uniforme permite efectuar uma estimativa do valor da energia total necessária ao forjamento da peça através da equação (14.36), obtendo-se,

$$\begin{aligned} W &= \sigma_{unif} \varepsilon_{média} V \cdot Q_e \\ &= \frac{K(\varepsilon_{média})^n}{n+1} \varepsilon_{média} V Q_e \\ &= \frac{177.46(1.655)^{0.190}}{1.90} 1.655 \times 2938.9 \times 1.3 \\ &\cong 650 \text{ J} \end{aligned}$$

Este valor pode ser comparado com o que tinha sido obtido experimentalmente e por intermédio do programa de elementos finitos I-FORM3, (ver também a figura 10.29),

Problema 14.2

Considere a operação de forjamento por compressão axial, a frio, de um varão de uma liga de alumínio da série 5000 que se encontra representada na figura.



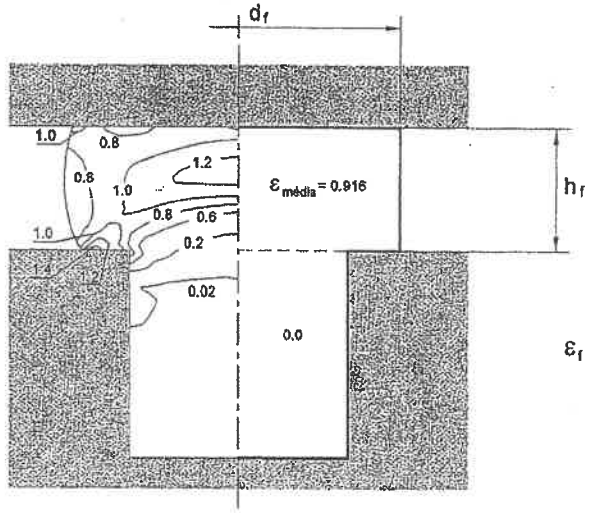
A operação de forjamento é lubrificada tendo sido obtido um factor de atrito $m = 0.12$ por intermédio da realização de ensaios de anel. Nestas condições:

a) Estabeleça um coeficiente de correcção de pressão Q_p que se revele adequado para as operações de compressão axial e determine a força de forjamento no instante correspondente a 60% de redução da altura livre (não-encastrada) do varão.

b) Calcule a energia necessária para forjar a peça nas condições da alínea a).

Resolução

a) O lado esquerdo da figura que se apresenta a seguir fornece uma estimativa da geometria final da peça forjada que foi obtida por intermédio do programa de elementos finitos I-FORM2 após 60% de redução da altura livre, enquanto que o lado direito fornece um esboço da geometria que irá ser considerada na aplicação do método da energia uniforme.



O tipo de deformação que é imposto na 'cabeça' (extremidade livre) do varão pode ser aproximado por uma operação elementar de compressão uniaxial de um cilindro entre pratos direitos de maior extensão que a peça (sugere-se a consulta do § 11.6). Nestas condições, a distribuição de pressão de contacto na superfície da peça, em função da distância radial ao eixo, é calculada através do método da fatia elementar da forma a seguir indicada (ver equação (11.18)),

$$p = \sigma_e \exp^{\frac{2\mu}{h_f}\left(\frac{d_f}{2} - r\right)}$$

$$p_{média} \cong \sigma_e \left(1 + \frac{\mu d_f}{3 h_f}\right)$$

em que d_f é o diâmetro exterior e h_f é a altura da peça no final da operação, μ é o coeficiente de atrito e r é a distância radial ao centro da peça (coordenada radial de posição).

A analogia entre a equação que é habitualmente utilizada para calcular o valor da pressão média através do método da energia uniforme e a distribuição de pressão média que resultou da aplicação do método da fatia elementar à operação elementar de

compressão uniaxial permite estabelecer o valor do coeficiente de correcção de pressão Q_p através de,

$$\left.\begin{array}{r} p = \overline{\sigma} Q_p \\ p_{média} \cong \sigma_e \left(1 + \dfrac{\mu d_f}{3 h_f}\right) \end{array}\right\} \Rightarrow \quad Q_p = \left(1 + \frac{\mu d_f}{3 h_f}\right)$$

A comparação entre as duas estimativas geométricas que se encontram representadas na figura permite igualmente evidenciar o facto do método da energia uniforme não proceder a uma resolução cinemática da operação de forjamento e, portanto, não ser capaz de fornecer uma previsão do efeito de barril ao nível da 'cabeça' da peça forjada. Refira-se a este propósito que o efeito de barril na zona da 'cabeça' resulta do atrito existente entre o material e as ferramentas e do constrangimento que existe na zona de transição entre a zona livre e a zona encastrada da peça.

Para proceder à aproximação da geometria final da peça forjada por uma geometria elementar compatível com a aplicação do método da energia uniforme (ver metade direita da figura) deve proceder-se ao cálculo da altura final h_f que corresponde a uma redução $r = 60\%$, obtendo-se,

$$h_f = (1 - r)\, h_0 = (1 - 0.6) \times 29.69 = 11.88 \text{ mm}$$

em que o símbolo h_0 representa a altura livre (não-encastrada) inicial do varão.

Uma vez calculada a altura final da peça pode-se determinar o diâmetro final d_f da 'cabeça' por intermédio da conservação de volume ao nível da região livre da peça, obtendo-se,

$$V = \pi \left(\frac{20}{2}\right)^2 \times 29.69 = 9327.4 \text{ mm}^3 \quad \Rightarrow \quad d_f = \sqrt{\frac{4V}{\pi h_f}} = \sqrt{\frac{4 \times 9327.4}{\pi \times 11.88}} = 31.62 \text{ mm}$$

O valor médio da extensão $\varepsilon_{média}$ na zona da 'cabeça' calcula-se admitindo que a extensão é uniforme e que pode ser aproximada por intermédio de um estado uniaxial equivalente,

$$\varepsilon_{média} = \ln \frac{h_0}{h_f} = \ln \left(\frac{29.69}{11.88}\right) = 0.916$$

Este resultado pode ser comparado com a distribuição final de extensão efectiva fornecida pelo programa de elementos finitos I-FORM2 que se encontra representada na figura anterior. De facto, enquanto que o programa I-FORM2 permite obter uma

distribuição de extensão (e de tensão) em função da posição relativa no interior da peça, o método da energia uniforme apenas permite obter um valor médio de extensão $\varepsilon_{média} = 0.916$ para a zona da 'cabeça' e um valor nulo de extensão para a zona encastrada que se encontra situada abaixo da linha a tracejado.

Admitindo que o estado de tensão no interior da cabeça também é uniforme, então, a tensão efectiva $\overline{\sigma}$ na cabeça forjada pode ser calculada com base no valor de extensão $\varepsilon_{média}$ e na curva tensão-extensão da liga de alumínio, obtendo-se,

$$\overline{\sigma} = 180.65\ (0.916)^{0.163} = 177.8 \text{ MPa}$$

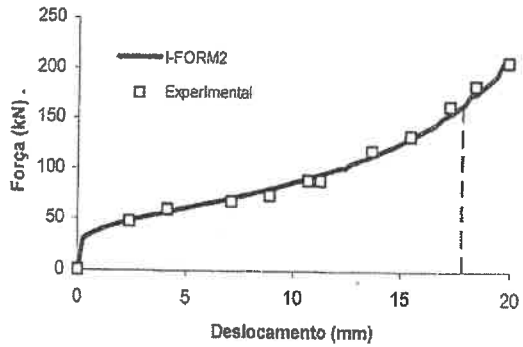
A pressão média p que é aplicada pelo prato superior de compressão na fase final da operação de forjamento é determinada corrigindo o valor da tensão efectiva $\overline{\sigma}$ no interior da cabeça por intermédio do factor Q_p, obtendo-se,

$$Q_p = \left(1 + \frac{\mu d_f}{3 h_f}\right) = \left(1 + \frac{0.07 \times 31.62}{3 \times 11.88}\right) = 1.06$$

$$p = \overline{\sigma} Q_p = 177.8 \times 1.06 = 188.5 \text{ MPa}$$

O valor do coeficiente de atrito μ é obtido através de $\mu = m/\sqrt{3} = 0.07$. Nestas condições, a força máxima de forjamento F_{max} pode ser calculada através da equação (14.35), obtendo-se,

$$F_{max} = \overline{\sigma} A_p \cdot Q_p = 177.8 \times \left(\frac{\pi \times 31.62^2}{4}\right) \times 1.06 = 148\,021.4 \text{ N} \cong 148 \text{ kN}$$



O valor obtido é cerca de 10% inferior ao que tinha sido medido experimentalmente e calculado por intermédio do método dos elementos finitos (ver figura seguinte, na qual a linha vertical a tracejado corresponde ao deslocamento de 60%).

b) A energia necessária para efectuar o forjamento por compressão axial do varão (até 60% de redução da altura livre), corresponde à área da figura anterior que se encontra delimitada pela curva que traduz a evolução da força com o deslocamento da matriz e pela linha vertical a tracejado.

O método da energia uniforme permite efectuar uma estimativa do valor da energia total necessária ao forjamento da peça através da equação (14.36), obtendo-se,

$$W = \sigma_{unif}\,\varepsilon_{média}\,V\cdot Q_e$$
$$= \frac{K(\varepsilon_{média})^n}{n+1}\,\varepsilon_{média}\,V\,Q_e =$$
$$= \frac{180.65\ (0.916)^{0.183}}{1.183}\times 0.916\times 9327.4\times 1.2$$
$$\cong 1541\ \text{J}$$

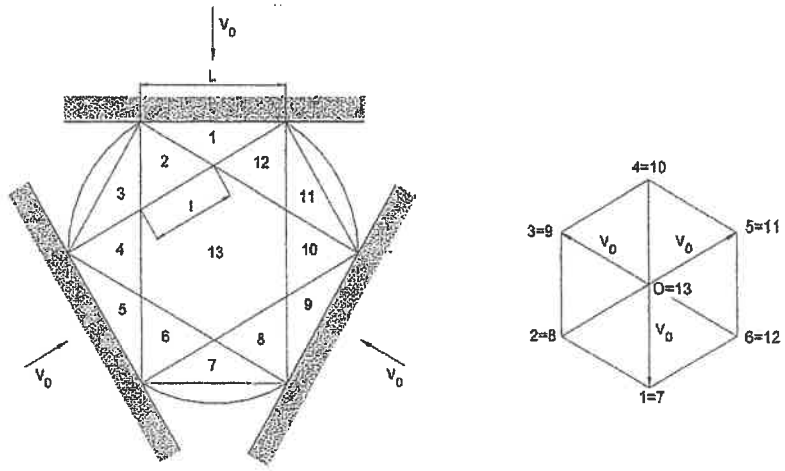
O valor do coeficiente de correcção de energia Q_e foi obtido por intermédio da tabela 14.XII[13]).

A estimativa do valor da energia necessária ao forjamento da peça é muito próxima do que tinha sido calculado por intermédio do programa de elementos finitos, $W_{1-FORM2} = 1563$ J.

[13] Apesar da tabela 14.XII e do procedimento de cálculo que lhe está associado terem sido apresentados no âmbito do forjamento em matriz fechada é possível estender a sua aplicação a outros tipos de forjamento.

Problema 14.3

Utilize o método do limite superior para determinar a pressão aplicada pelas ferramentas durante a operação de compressão, em condições de deformação plana, realizada na matriz em forma de 'V' que se encontra representada na figura.



Resolução

A resolução deste problema vai ser efectuada através da solução limite superior que se encontra representada na figura anterior. O campo de velocidades correspondente encontra-se representado no hodógrafo que está incluído na metade direita da figura.

Seguindo a metodologia de aplicação do método do limite superior a soluções de blocos rígidos calcula-se a potência consumida nas linhas de descontinuidade de velocidade através de, (por questões de simplificação supõe-se que o comprimento da peça é unitário),

$$\frac{dW}{dt} = \sum k\,\Delta v\,s = k\cdot\{18\cdot v_0\cdot l\}$$

O símbolo l representa a dimensão dos lados dos triângulos equiláteros que foram utilizados na construção da solução de blocos rígidos.

A potência fornecida pelas ferramentas pode ser calculada através de,

$$\left(\frac{dW}{dt}\right)_{ext} = 3\{p \cdot L \cdot v_0\}$$

$$= 3\left\{p \cdot 2l \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot v_0\right\} = 3\sqrt{3}\, p \cdot l \cdot v_0$$

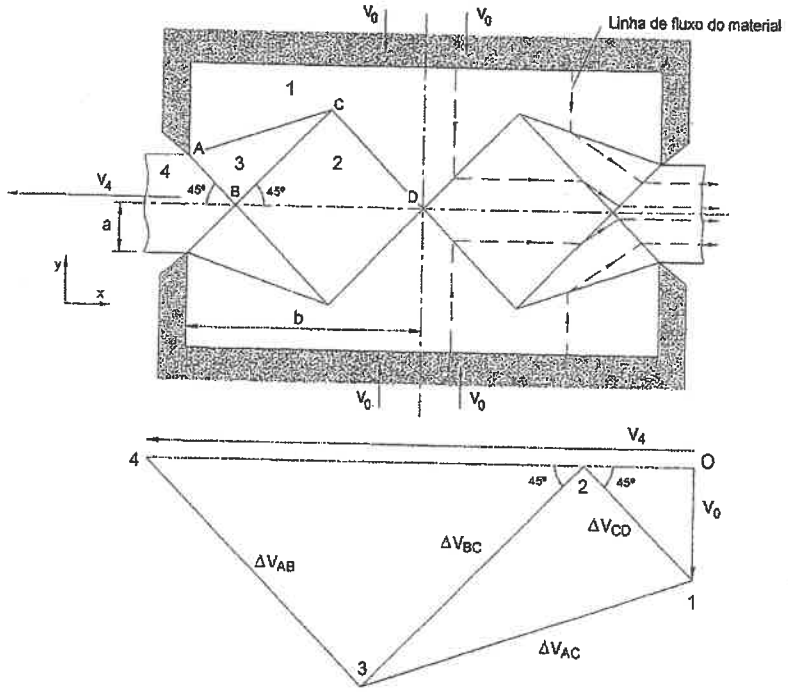
em que o símbolo L representa o comprimento de contacto de cada um dos pratos compressores com a peça.

Igualando as duas potências atrás consideradas pode-se obter o seguinte valor para a pressão (adimensionalizada com a tensão limite de elasticidade do material) que é aplicada pelas ferramentas,

$$\frac{p}{2k} = \frac{9}{3\sqrt{3}} \cong 1.73$$

Problema 14.4

Considere a operação de forjamento em matriz fechada, sem atrito, em condições de deformação plana que se encontra representada na figura.



a) Determine a pressão aplicada pela ferramenta. Considere para efeitos de resolução analítica que $b = 5a$.

b) Discuta os valores de pressão obtidos com base nesta solução limite superior em face dos valores aconselhados para o coeficiente de correcção de pressão Q_p que se encontram incluídos na tabela 14.XII.

Resolução

a) A resolução deste problema vai ser efectuada através da aplicação do método do limite superior. O campo de velocidades correspondente à solução proposta encontra-se representado no hodógrafo que está incluído na figura, (apenas se apresenta o hodógrafo para a metade superior esquerda da matriz de forjamento).

O valor das descontinuidades de velocidade Δv_{AB}, Δv_{BC}, Δv_{AC} e Δv_{CD} pode ser obtido em função da velocidade v_0 das matrizes através de manipulação trigonométrica ao nível do hodógrafo, (considera-se $v_0 = 1$),

$$\Delta v_{CD} = \sqrt{2} \qquad \Delta v_{AB} = \Delta v_{BC} = 2\sqrt{2} \qquad \Delta v_{AC} = \sqrt{10}$$

A conservação de volume em condições de deformação plana permite igualmente estabelecer a seguinte relação cinemática entre as velocidades v_1 e v_4,

$$v_4 = \frac{b}{a} \cdot v_1 = 5v_1 \qquad v_1 = v_0$$

A contabilização das parcelas energéticas características da aplicação do método do limite superior exige que se proceda a uma determinação prévia dos comprimentos de cada uma das linhas de descontinuidade de velocidade que se encontram assinaladas na figura,

$$AB = \sqrt{2}\,a \qquad BC = CD = 2\sqrt{2}\,a \qquad AC = \sqrt{10}\,a$$

Seguindo a metodologia de cálculo anteriormente estabelecida para a aplicação do método do limite superior a soluções de blocos rígidos calcula-se a potência consumida nas linhas de descontinuidade de velocidade através de, (por questões de simplificação apenas se considera a metade superior esquerda da matriz e supõe-se que o comprimento da peça forjada é unitário),

$$\frac{dW}{dt} = \sum k \Delta v\, s = k \cdot \{\Delta v_{AB} \cdot AB + \Delta v_{AC} \cdot AC + \Delta v_{BC} \cdot BC + \Delta v_{CD} \cdot CD\} = 26 \cdot ka$$

A potência fornecida pela ferramenta pode ser calculada através de, (considera-se $v_0 = 1$),

$$\left(\frac{dW}{dt}\right)_{ext} = pbv_0 = 5 \cdot pa$$

Igualando as duas potências atrás consideradas obtém-se o valor da pressão (adimensionalizada com a tensão limite de elasticidade do material) que é aplicada pelas ferramentas,

$$\frac{p}{2k} = \frac{13}{5} \cong 2.6$$

b) A solução limite superior utilizada na resolução deste problema encontra fundamentação cinemática no escoamento do material em direcção ao canal de rebarba que se verifica durante a fase final de uma operação de forjamento em matriz fechada.

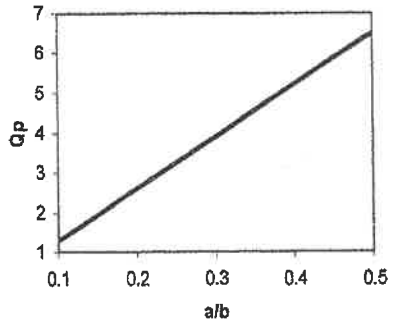
Considerando que o modelo apresentado corresponde a uma forma geométrica simples, com confinamento lateral e com propensão para formar rebarbas de pequena ou média dimensão, e procedendo à determinação do valor da pressão $p/2k$ em função da relação geométrica a/b (correspondente a diferentes espessuras de rebarba), obtém-se,

$$\frac{p}{2k} = 13\frac{a}{b}$$

A analogia entre este resultado e a expressão (14.35) que é utilizada no cálculo da força máxima de forjamento, permite concluir que,

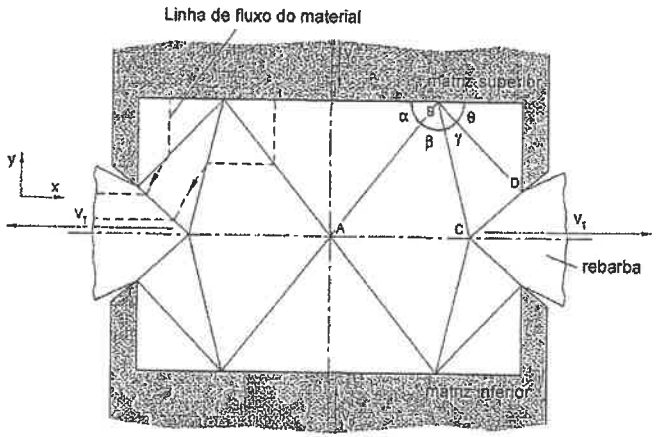
$$Q_p = \frac{F_{max}}{\bar{\sigma} A_p} \cong \frac{p}{2k} \cong 13\frac{a}{b}$$

Procedendo à representação gráfica da equação anterior para a gama de relações geométricas $0.1 < a/b < 0.5$ características do dimensionamento de canais de rebarba podemos obter fundamentação teórica para a gama de coeficientes de correcção de pressão Q_p que é aconselhada na tabela 14.XII.



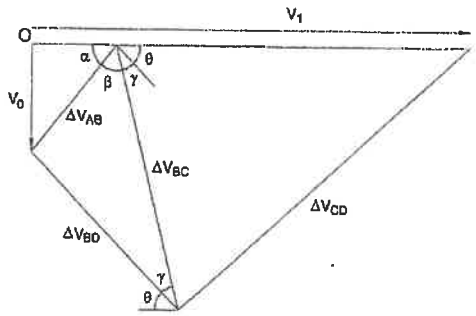
Problema 14.5

Considere a operação de forjamento em matriz fechada, sem atrito, em condições de deformação plana que se encontra representada na figura e proceda à representação do hodógrafo.



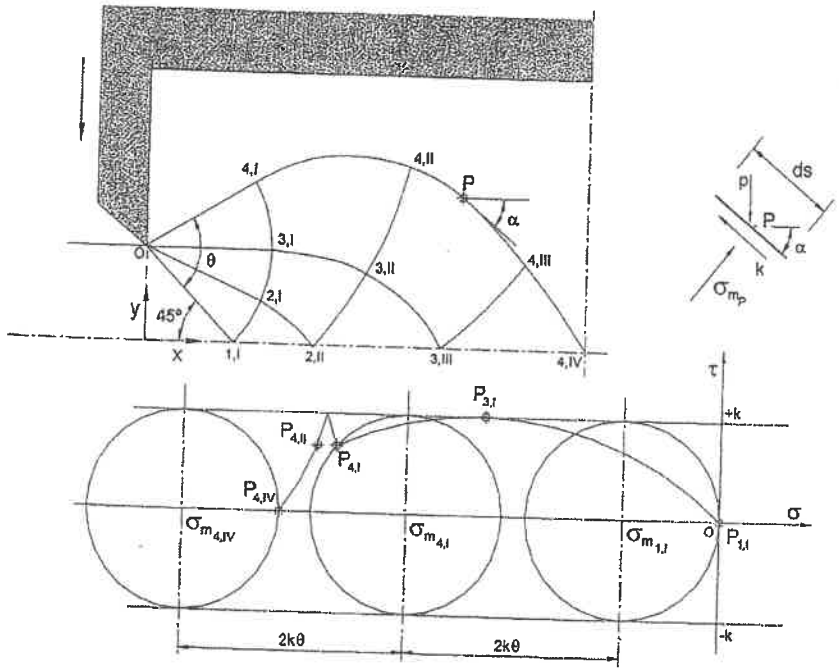
Resolução

O hodógrafo correspondente à metade superior direita desta operação de forjamento encontra-se representado na figura seguinte. Deixa-se ao cuidado do leitor a justificação da sua construção e a determinação do valor da pressão $p/2k$ para as diferentes geometrias que resultam do movimento de aproximação das matrizes.



Problema 14.6

Determine a pressão aplicada pela ferramenta na operação de forjamento em matriz fechada que foi estudada no problema 14.4 utilizando a solução de linhas de escorregamento que se encontra representada na figura.



Resolução

De acordo com a representação do campo de tensões no plano de Mohr pode-se concluir que a tensão média num ponto P genérico situado sobre a linha de escorregamento α_4 pode ser expressa através de, (apresenta-se o valor em módulo),

$$\sigma_{m_P} = k(1+2\theta) + 2k\left(\frac{3}{4}\pi + \theta - \pi + \alpha\right) = k\left(1 + 4\theta + 2\alpha - \frac{\pi}{2}\right)$$

O incremento de força dF que actua sobre o comprimento elementar ds associado ao ponto P vale, (por questões de simplificação considera-se que o comprimento da peça forjada é unitário),

$$dF = k\,ds\,\mathrm{sen}\alpha + \sigma_{m_p} ds \cos\alpha = k\cdot dy + \sigma_{m_p}\cdot dx$$

Nestas condições a força total que actua ao longo da linha de escorregamento α_4 pode ser calculada através de,

$$F_{\alpha_4} = \int_{\alpha_4} dF = \int_{\alpha_4} k\cdot dy + \int_{\alpha_4} \sigma_{m_p} dx$$

ou, após integração,

$$F_{\alpha_4} = k\cdot y + k\left(1+4\theta-\frac{\pi}{2}\right)\cdot x + 2k\int_0^{4,IV}\alpha\cdot dx$$

A pressão adimensionalizada $p/2k$ obtém-se dividindo a força total pelo comprimento x, obtendo-se,

$$\frac{p}{2k} = \frac{F_{\alpha_4}}{2k\cdot x} = \frac{\frac{y}{2}+\left(1+4\theta-\frac{\pi}{2}\right)\cdot\frac{x}{2}+\int_0^{4,IV}\alpha\cdot dx}{x}$$

Concretizando para o caso em que $y=a$, $x=5a$ e $\theta = 58° \cong 1.012$ rad e atendendo a que o integral incluído na equação anterior se pode aproximar através de,

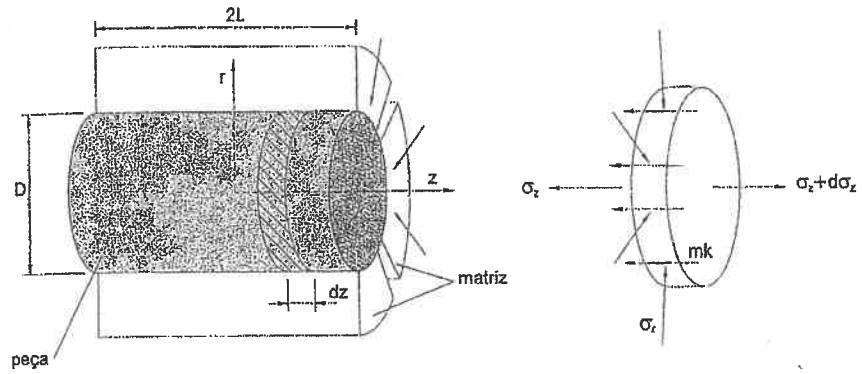
$$\int_0^{4,IV}\alpha\cdot dx \cong \sum_0^{4,IV}\alpha\cdot\Delta x \cong 0.79a$$

obtém-se o seguinte valor para a pressão adimensionalizada com a tensão limite de elasticidade do material,

$$\frac{p}{2k} \cong \frac{0.5\cdot a + 3.47\times 2.5\cdot a + 0.79\cdot a}{5\cdot a} \cong 2.0$$

Problema 14.7

Determine a distribuição da tensão radial σ_r, ao longo da interface de contacto da peça com as matrizes, durante a operação de forjamento rotativo do varão circular que se encontra representada na figura.



Resolução

A resolução deste problema inicia-se com o equilíbrio de forças na direcção axial (z) do varão. Desprezando o valor do semi-ângulo de abertura das matrizes pode estabelecer-se a seguinte equação diferencial para a região do varão que se encontra em deformação plástica, (por questões de simetria apenas se considera a metade direita da peça, (ver figura anterior)),

$$\frac{\pi D^2}{4}\sigma_z - \frac{\pi D^2}{4}(\sigma_z + d\sigma_z) + \pi D\,mk\,dz = 0$$

A equação anterior pode ser simplificada e escrita da forma a seguir indicada,

$$D\,d\sigma_z - 4\,mk\,dz = 0$$

Procedendo à integração analítica e impondo a condição de fronteira característica do processo tecnológico, ($z = L$, $\sigma_z = 0$), pode obter-se a seguinte expressão para o cálculo

da tensão axial σ_z ao longo do comprimento z da região em deformação plástica do varão,

$$\sigma_z = 4mk\frac{(z-L)}{D}$$

Esta expressão permite igualmente concluir que o valor máximo absoluto da tensão axial $\sigma_{z_{max}}$ se verifica na secção transversal da peça situada na cota axial $z=0$, (ou seja, no centro geométrico da região em deformação plástica),

$$\sigma_{z_{max}} = 4mk\frac{L}{D}$$

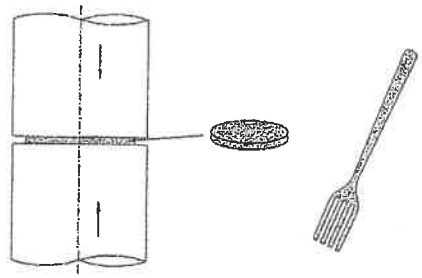
Considerando que as tensões aplicadas na região em deformação plástica são tensões principais e supondo válido o critério de plasticidade de Tresca pode escrever-se a seguinte expressão utilizada no cálculo da variação da tensão radial σ_r aplicada pelas matrizes de forjamento rotativo ao longo da interface de contacto com o varão,

$$\sigma_z - \sigma_r = \sigma_e$$

$$\frac{\sigma_r}{2k} = -\frac{\sigma_e}{2k} + 2m\frac{(z-L)}{D}$$

Problema 14.8

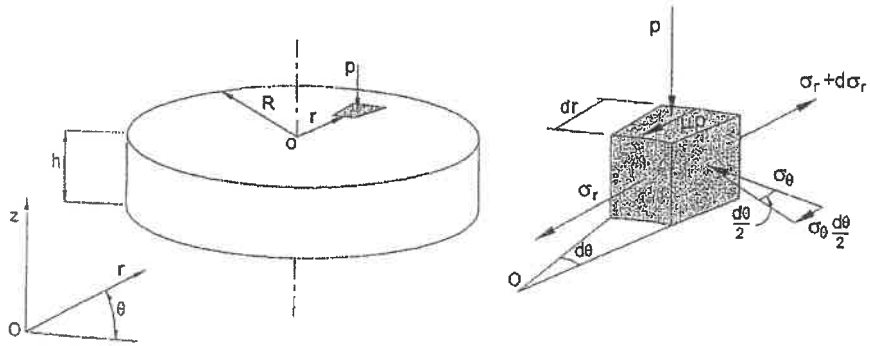
O fabrico de peças forjadas com uma espessura reduzida é característico da produção de artigos de numismática e de cutelaria, (ver figura).



Considere o forjamento de um disco de espessura fina semelhante ao que encontra representado na figura anterior e indique a localização e o valor máximo da pressão que é aplicada pela ferramenta. Admita que o material possui um comportamento rígido perfeitamente plástico.

Resolução

A resolução deste problema vai ser efectuada através do método da fatia elementar.



Nestas condições, consideram-se as tensões que actuam numa fatia elementar correspondente a um anel de espessura infinitesimal *dr* e altura *h* situado a uma

distância radial r da linha de simetria (ver figura seguinte). Admita-se que existe atrito entre o material e a ferramenta e que o coeficiente de atrito é μ. Procedendo ao balanço de forças na direcção radial e após simplificação matemática envolvendo os termos de ordem superior, obtém-se a seguinte equação diferencial,

$$2\mu p r\,dr + \sigma_\theta h\,dr - \sigma_r h\,dr - d\sigma_r h r = 0$$

Admitindo que as tensões radiais e tangenciais são equivalentes $\sigma_r = \sigma_\theta$ e supondo ainda que as tensões referidas ao sistema de eixos cilíndrico r, θ, z são principais, pode concluir-se que a tensão de compressão $\sigma_z = -p$ aplicada na superfície do cilindro é a menor das tensões principais, $\sigma_z = \sigma_3$. Nestas condições, aplicando o critério de plasticidade de Tresca, obtém-se a seguinte relação entre as tensões radial, (ou tangencial) e a tensão axial,

$$\sigma_r - \sigma_z = \sigma_r + p = \sigma_e$$

Esta condição permite estabelecer a seguinte relação diferencial,

$$d\sigma_r = -dp$$

Substituindo este resultado na equação diferencial que resulta do equilíbrio de forças e atendendo à equivalência que se admitiu anteriormente entre as tensões radiais e tangenciais, pode escrever-se a seguinte equação diferencial em termos da pressão de contacto p e da coordenada radial r, obtendo-se,

$$2\mu p r\,dr + dp\,h r = 0$$

Esta equação pode ser reescrita na forma de variáveis separadas da forma a seguir indicada,

$$\frac{dp}{p} = -\frac{2\mu}{h} dr$$

A integração da equação diferencial anterior, acompanhada pela introdução das condições de fronteira estáticas do problema, ($p = \sigma_e$ para $r = R$), permite encontrar a expressão que traduz a variação da pressão de contacto na superfície do disco em função da distância radial ao eixo,

$$\frac{p}{\sigma_e} = \exp^{\frac{2\mu}{h}(R-r)}$$

O resultado obtido permite concluir que a pressão de contacto aumenta exponencialmente da periferia para o centro segundo uma colina de atrito. O valor máximo de pressão situa-se no centro do disco ($r = 0$) e vale,

$$\frac{p_{max}}{\sigma_e} = \exp^{\frac{2\mu}{h}R}$$

Tomando como exemplo o forjamento de um disco com $R = 13$ mm e $h = 1.5$ mm podem-se calcular os seguintes valores de pressão máxima,

$$\frac{p_{max}}{\sigma_e} = 1 \qquad \mu = 0$$

$$\frac{p_{max}}{\sigma_e} \cong 2.4 \qquad \mu = 0.05$$

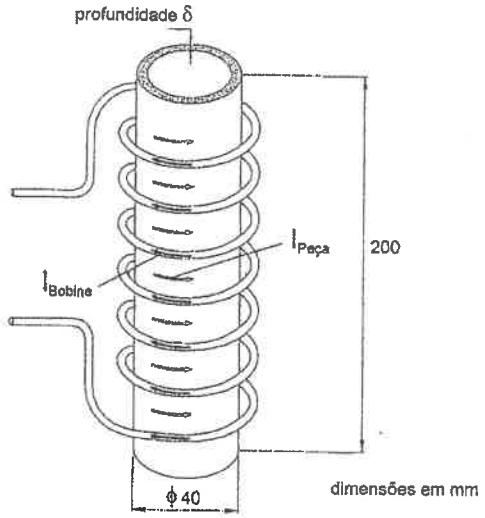
$$\frac{p_{max}}{\sigma_e} \cong 5.7 \qquad \mu = 0.1$$

Os resultados obtidos permitem concluir que as pressões máximas desenvolvidas neste tipo de operações de forjamento são geralmente muito elevadas.

Problema 14.9

Considere o aquecimento de um varão de aço carbono AISI 1018 com 40 mm de diâmetro e 200 mm de altura num forno de indução eléctrica. Pretende-se obter uma temperatura final de aquecimento igual a 1000 °C. O forno consiste numa bobine com sete espiras fabricada em tubo de cobre e refrigerada a água. A corrente eléctrica que atravessa a bobine possui uma intensidade de 700 A e uma frequência de 10 kHz.

Determine a potência de aquecimento da peça admitindo que o valor da resistividade do material $\rho = 1.2\ \mu\Omega\,m$ permanece constante durante a totalidade do tempo de aquecimento.



Resolução

O princípio de funcionamento dos fornos de indução assenta na transferência de energia eléctrica da bobine para a peça por intermédio de um campo magnético, sem que exista qualquer tipo de contacto entre a bobine e a peça. O calor é dissipado na peça pelo efeito de Joule resultante da corrente eléctrica $I_{peça}$ que é induzida na peça pelo campo magnético e da resistência eléctrica $R_{peça}$ decorrente da geometria e do material da peça.

Para resolver este problema começa-se por admitir que a corrente eléctrica induzida na peça $I_{peça}$ se encontra concentrada numa região anelar de espessura δ adjacente à

superfície (ver região assinalada a cinzento na figura). A dimensão δ desta região pode ser estimada através de,

$$\delta = \sqrt{\frac{\rho}{\pi\,\mu_0\,\mu_r\,f}} = \sqrt{\frac{1.2\times10^{-6}}{\pi\times4\pi\times10^{-7}\times1\times10000}} = 0.00551\,\text{m} = 5.51\,\text{mm}$$

O valor utilizado para a permeabilidade magnética relativa $\mu_r = 1$ resulta do facto da temperatura de aquecimento da peça ser superior ao ponto de Curie do ferro (cerca de 760 °C) e portanto o material apresentar um comportamento amagnético. O valor indicado no enunciado do problema para a frequência f foi seleccionado tendo em consideração que a frequência ideal é aquela que origina uma profundidade de penetração δ da corrente eléctrica aproximadamente igual a ¼ do diâmetro da peça.

A corrente eléctrica induzida na peça $I_{peça}$ é determinada através do produto do número de espiras N pelo valor da intensidade de corrente que circula através da bobine I_{bobine}, obtendo-se,

$$I_{peça} = N\,I_{bobine} = 7\times700 = 4900\ \text{A}$$

A resistência eléctrica da peça, $R_{peça}$, é calculada através de,

$$R_{peça} = \frac{\rho\pi D}{\delta L} = \frac{1.2\times10^{-6}\times\pi\times0.04}{5.51\times10^{-3}\times0.200} = 0.000137\ \Omega$$

em que D e L representam o diâmetro e o comprimento do varão respectivamente.

Em face dos cálculos anteriores e admitindo que a corrente eléctrica induzida circula unicamente no interior da região anelar pode-se estimar o seguinte valor para a potência de aquecimento da peça,

$$P = R_{peça}\,I^2_{peça} = 0.000137\times4900^2 = 3285.5\ \text{W} \cong 3.3\ \text{kW}$$

Bibliografia

1. Johnson W. and Mellor P. B., Engineering plasticity, Van Nostrand Reinhold, 1973.
2. Source book on cold forming, ASM, 1975.
3. Altan T., Oh S. and Gegel H., Metal forming: fundamentals and applications, ASM, 1983.
4. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
5. Forging handbook, ASM, 1985.
6. Thomas A., Forging methods, MFT, 1986.

7. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
8. Rodrigues, J. M. C., Forjamento, Curso de Produção Mecânica, IST, 1989.
9. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
10. Dieter G. E., Mechanical mettalurgy, McGraw Hill, 1990
11. Martins P. A. F., Modelação numérica de processos de enformação plástica, Tese de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, 1991.
12. Rodrigues J. M. C., Análise teórica e experimental do forjamento a frio, Tese de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, 1993.
13. Martins P. A. F., Tecnologia mecânica I, AEIST, 1993.
14. Hosford F. W. and Caddell R., Metal forming: mechanics and metallurgy, Prentice-Hall, 1993.
15. Helman H. e Cetlin P. R., Fundamentos da conformação mecânica dos metais, Universidade Federal de Minas Gerais, 1993.
16. Schaeffer L., Conformação dos metais. Metalurgia e mecânica, Editora Rigel, 1995.
17. Petersen S. B., Radial extrusion of tubes. Process modelling and development, Tese de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, 1996.
18. Colla D., Petersen S. B., Balendra R. e Martins P. A. F., Injection forging of industrial components from thick-walled tubes", Journal of Engineering for Industry - Transactions of ASME, Vol. 119, pag. 537-541, 1997.
19. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
20. Schaeffer L., Problemas práticos de conformação mecânica, Expansão Editora, 1997.
21. Schaeffer L., Forjamento. Introdução ao processo, Imprensa Livre Editora, 2001.
22. Alves M. L., Rodrigues J. M. C. and Martins P. A. F., Simulation of three-dimensional bulk forming processes by the finite element flow formulation, Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering – Institute of Physics, 11, 803, 2003.
23. Alves M. L., Modelação numérica e análise experimental de operações de forjamento, Tese de Doutoramento, IST, 2004.
24. Schaeffer L., Comunicação particular, LdTM – Laboratório de Transformação Mecânica da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil, 2004.
25. Alves M. L., Rodrigues J. M. C. e Martins P. A. F., Numerical and experimental analysis of the closed-die forging of aluminum spiders, aceite para publicação no Steel GRIPS – Journal of Steel and Related Materials, 2004.
26. Alves M. L., Rodrigues J. M. C. e Martins P. A. F., Three-dimensional modelling of forging processes by the finite element flow formulation, aceite para publicação no Journal of Engineering Manufacture, 2004.
27. Senafor – Conferência Internacional de Forjamento, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil, Ed. Schaeffer L., 1980-2004.

15. EXTRUSÃO E TREFILAGEM

15.1 Extrusão

A extrusão é um processo tecnológico de deformação plástica na massa, onde o material submetido a pressões elevadas, aplicadas por intermédio de um punção, é forçado a passar pelo orifício de uma matriz, de modo a reduzir e/ou modificar a forma da sua secção transversal.

Através da extrusão produzem-se componentes de geometria muito variada, com aplicação em inúmeras aplicações industriais e fazendo uso de um leque muito alargado de materiais metálicos, dos quais se destacam, pela sua importância, os aços e as ligas de alumínio e de cobre. Embora as aplicações mais divulgadas consistam no fabrico de varão e de tubo de secção cilíndrica constante podem, no entanto, ser fabricadas outras formas geométricas com secções transversais de complexidade muito diversa.

A extrusão pode ser realizada a frio ou a quente, dependendo a temperatura do tipo de material e da extrusão que se pretende realizar. A extrusão a frio desenrola-se à temperatura ambiente ou a temperaturas inferiores à de recristalização, sendo possível transformar diversos tipos de material, destacando-se os aços e as ligas de alumínio, cobre, chumbo e o estanho. Todavia o processo requer que os níveis de deformação do material sejam reduzidos e que as ferramentas sejam suficientemente robustas para suportarem as tensões que se desenvolvem durante a deformação da matéria-prima. A extrusão a frio dos aços é geralmente limitada a teores em carbono inferiores a 0.20%, à medida que o teor em carbono dos aços aumenta, torna-se preferível efectuar a extrusão a morno ou a quente.

A extrusão a quente desenrola-se a temperaturas situadas entre a temperatura de recristalização e uma temperatura definida por 75% da do ponto de fusão. O processo pode ser usado não só para transformar a generalidade dos materiais anteriormente referidos, como também ligas de titânio, para citar os casos mais generalizados industrialmente. A este propósito, uma das aplicações industriais mais conhecidas da extrusão a quente é o fabrico de perfis de alumínio para aplicações na construção civil de interiores e de exteriores.

15.1.1 Tipos de extrusão

No estudo da extrusão é habitual distinguir dois tipos básicos; a extrusão directa e a inversa. Na extrusão directa, a peça é extrudida no mesmo sentido em que se realiza a acção do punção sobre o material, enquanto que na extrusão inversa a peça é extrudida no sentido contrário à da do avanço do punção. Embora existam fundamentalmente estes dois tipos básicos de extrusão é habitual classificar os processos de extrusão em quatro grupos distintos (figura 15.1):

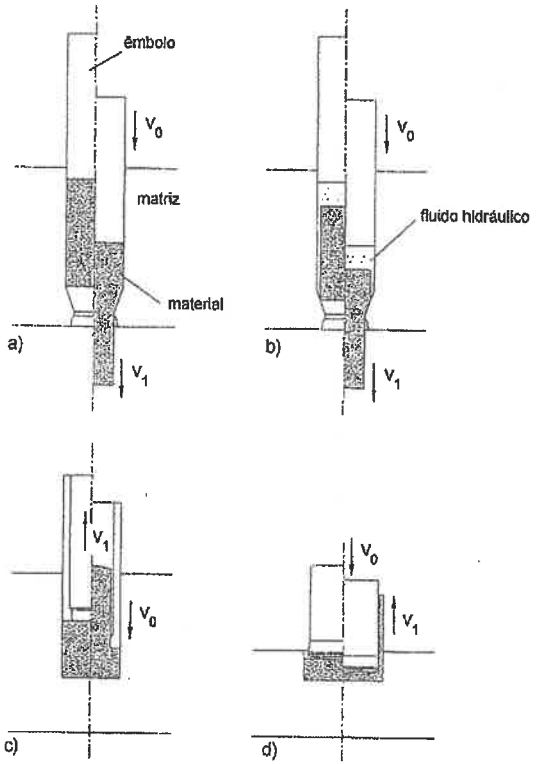


Figura 15.1 Tipos de operações de extrusão; a) extrusão directa, b) extrusão hidrostática, c) extrusão inversa (por perfuração) e d) extrusão inversa (por impacto).

1) *Extrusão directa* – Este grupo integra o conjunto de operações de extrusão (lubrificadas e não-lubrificadas) onde o material é forçado a atravessar a matriz de extrusão no mesmo sentido em que se efectua a aplicação de carga (figura 15.1 a)).

2) *Extrusão hidrostática* – Este grupo integra o conjunto de operações de extrusão directa onde o material, no interior do contentor de extrusão, é envolvido por um fluido hidráulico sujeito a uma pressão elevada. A presença deste fluido pressurizado impede o contacto do material com as paredes do contentor de extrusão e induz pressões de compressão muito elevadas sobre o material (figura 15.1 b)).

3) *Extrusão inversa por perfuração* – Este grupo integra o conjunto de operações de extrusão em que o contentor é fechado e o material é forçado a sair da matriz através do punção, ou seja, no sentido contrário à da do seu avanço (figura 15.1 c)).

4) *Extrusão inversa por impacto* – Este grupo integra o conjunto de operações de extrusão em que o contentor é fechado e o material é extrudido pelo espaço compreendido entre o punção e o contentor em sentido contrário à da do avanço do punção (figura 15.1 d)).

Deve contudo salientar-se que esta classificação não possui um carácter estanque, na medida em que existe uma grande variedade de aplicações tecnológicas em que podem coexistir em simultâneo operações de extrusão directa e inversa (ver figura 15.2).

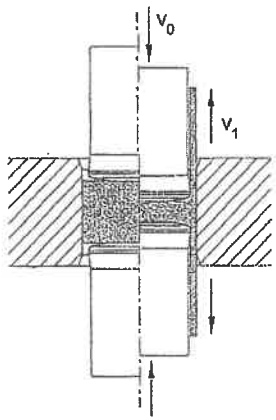


Figura 15.2 Representação esquemática de uma operação combinando extrusão directa e inversa.

15.1.2 Extrusão directa

Na extrusão directa o material é colocado no interior de um contentor e devido à acção de um punção forçado a passar através do orifício da matriz (figuras 15.3 e 15.4). No decurso desta operação existe movimento relativo entre o material e as paredes do contentor e, por isso, atrito ao longo da interface de contacto (superfície da camisa do contentor de extrusão). O atrito é responsável por um aumento considerável da força necessária à extrusão, a qual pode, em termos médios, crescer cerca de 30% relativamente ao caso em que não existisse atrito.

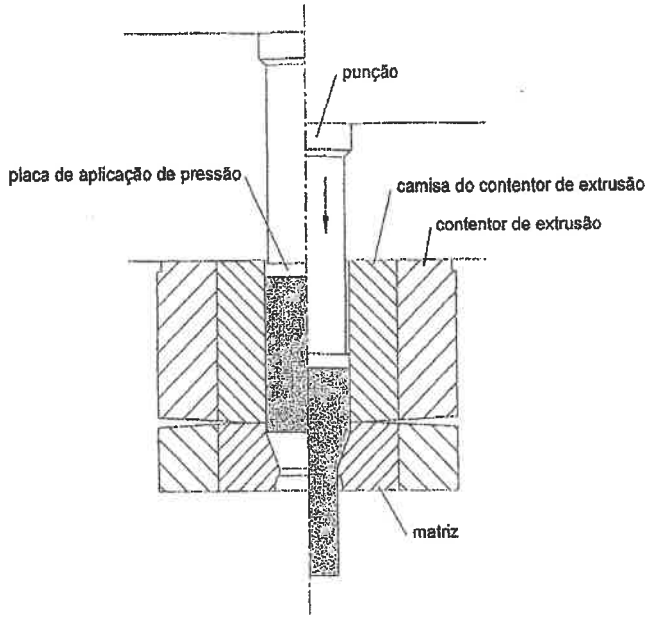


Figura 15.3 Representação esquemática de uma operação de extrusão directa.

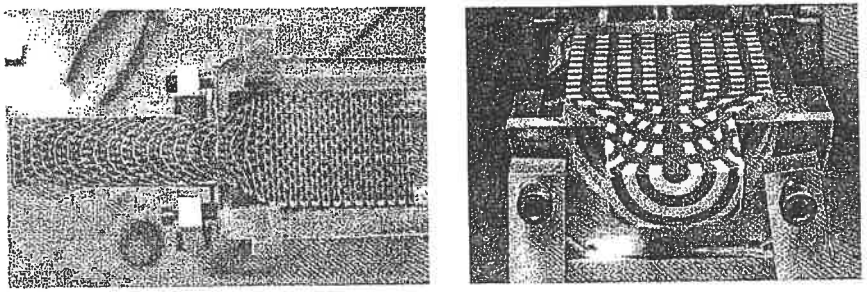


Figura 15.4 Extrusão directa. Modelação física com ceras/plasticinas para visualização do escoamento do material no interior da ferramenta [16].

A figura 15.5 mostra a variação característica da força aplicada pelo punção com o deslocamento para uma operação de extrusão directa. A análise deste gráfico permite

decompô-lo em quatro regiões distintas, em correspondência com as parcelas de energia que são necessárias fornecer para realizar a extrusão:

1) *A* - Energia necessária para acomodar o material à geometria do contentor
2) *B* - Energia necessária para iniciar a extrusão do material
3) *C* - Energia necessária para deformar plasticamente o volume de material
4) *D* - Energia necessária para vencer o atrito que se desenvolve na interface de contacto entre o material e o contentor de extrusão.

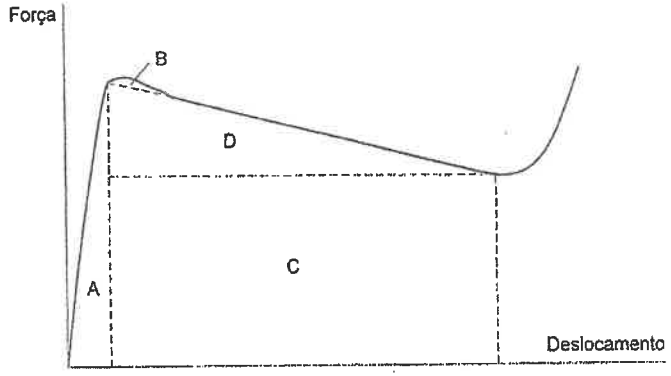


Figura 15.5 Evolução da força aplicada pelo punção com o deslocamento para uma operação de extrusão directa.

No final da operação fica por extrudir, no interior do contentor, uma pequena quantidade de material designada por 'beata' que tem que ser posteriormente separada da peça. Esta redução de aproveitamento da matéria-prima, que pode dar origem a desperdícios de material que podem ascender aos 10 a 15% da totalidade da matéria-prima extrudida, pode contribuir significativamente para a diminuição da eficiência do processo. O aumento significativo do valor da força de extrusão que se verifica no fim de curso do punção deve-se, fundamentalmente, à natureza radial do escoamento do material da beata. Um outro fenómeno anómalo que pode igualmente contribuir para a variação de força no final da operação é o da formação de um rechupe, conforme se mostra de forma esquemática na figura 15.6. No caso de se pretender processar a totalidade do material, incluindo o material da beata, deverá intercalar-se um pedaço de material auxiliar entre o punção e o material a extrudir.

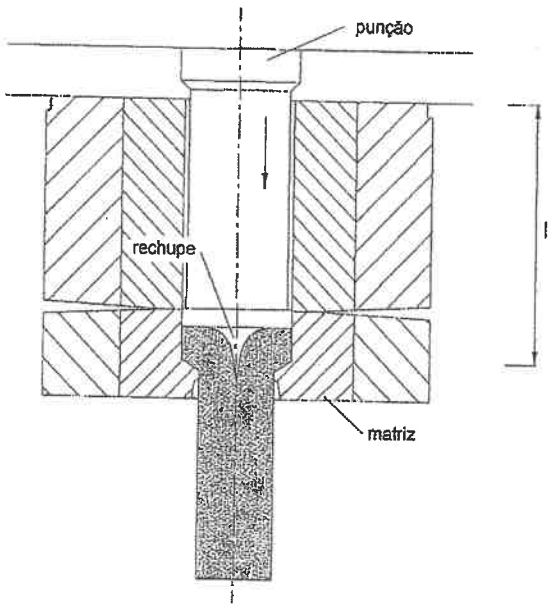


Figura 15.6 Rechupe que surge durante a fase final de uma operação de extrusão directa convencional.

A análise anterior permite concluir que a extrusão directa não é um processo estacionário. De facto, o processo tecnológico de extrusão directa poderá ser considerado quase estacionário no período que intermedeia a fase inicial (em que a zona deformada a montante da matriz ainda não é muito significativa) e a fase final (em que se forma a beata e os rechupes, ver figuras 15.5 e 15.6). Ainda no que se refere ao período "mais estacionário" do processo de extrusão, interessa salientar que o decréscimo da força de extrusão com o deslocamento do punção está directamente relacionado com a diminuição do comprimento de atrito, l, entre o material e o contentor de extrusão (ver equação (15.16)). Contudo, o decréscimo da força de extrusão pode ser mais ou menos acentuado em face de eventuais arrefecimentos provocados pela matriz de extrusão, ou de aquecimentos do material que resultem, por exemplo, da deformação plástica imposta pelo processo tecnológico (ver figura 15.7).

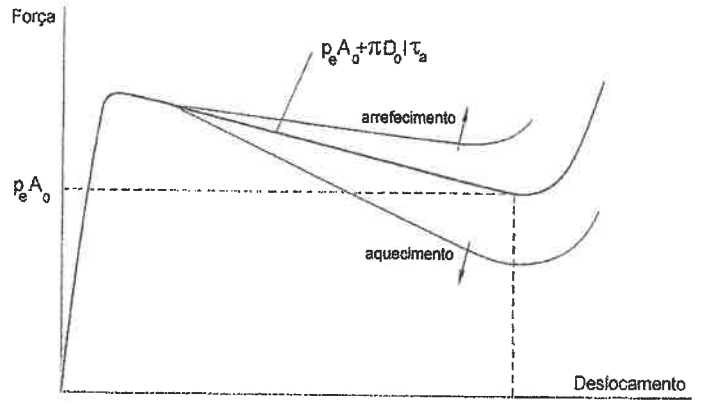


Figura 15.7 Influência da temperatura na evolução da força de extrusão com o deslocamento do punção, para uma operação de extrusão directa. Nota: A equação da recta apresentada no gráfico aplica-se à extrusão cilíndrica.

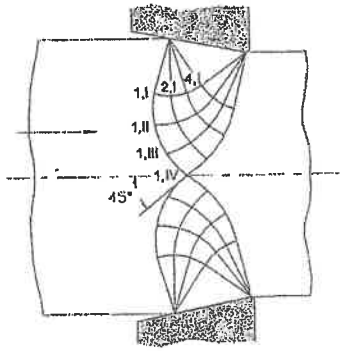
Um outro tipo de defeito que pode ocorrer nas operações de extrusão directa é o do aparecimento de fissuras em forma de dardo (ou seta) junto à linha de simetria da peça. Este tipo de defeito já foi objecto de análise no capítulo de enformabilidade (*Capítulo 12*). Na altura afirmou-se que uma das causas possíveis para a sua ocorrência resultava da existência de tensões de tracção junto à linha de simetria da região em deformação plástica. Estas tensões de tracção, que podem ser justificadas para o caso da deformação plana através do respectivo campo de linhas de escorregamento, conforme se mostra na figura 15.8, estão na base da formação de microporosidades que, por sua vez, podem conduzir ao aparecimento e propagação de fissuras.

Na figura 15.9 mostra-se um componente de um veículo automóvel fabricado por extrusões sucessivas, onde sobreveio este tipo defeito. As fissuras surgem durante a última operação de extrusão, destinada ao fabrico da extremidade superior do componente. Na sua origem está o mecanismo de tensões explicado no parágrafo anterior, agravado pelo facto da velocidade do material junto ao eixo de simetria ser maior do que na periferia (junto das paredes da matriz) e ainda pela reduzida capacidade de enformabilidade do material, perdida pela acumulação de encruamento nas anteriores operações de extrusão.

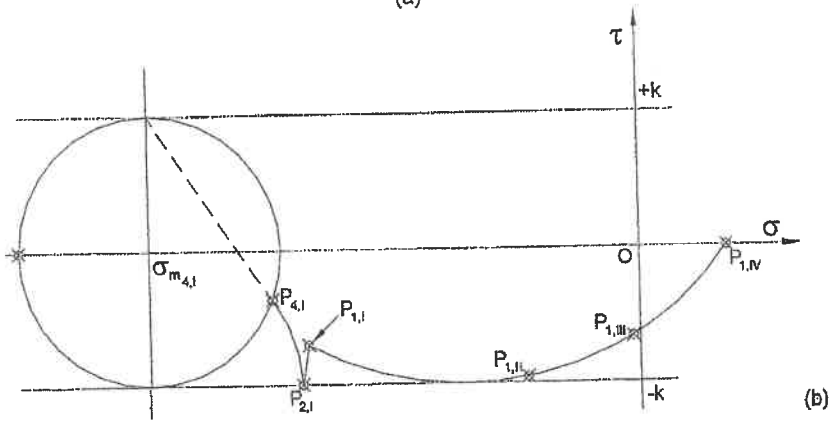
Resta acrescentar que a detecção deste defeito é difícil, pois forma-se no interior da peça, e a sua presença perigosa, porque pode causar a fractura da peça extrudida em serviço.

Conforme referido anteriormente, as operações de extrusão podem ser classificada com base noutros critérios. Assim, considerando a existência ou não de lubrificação a extrusão directa pode dividir-se em:

1) *Extrusão lubrificada* – quando se utiliza lubrificante na interface de contacto entre o material e a ferramenta de extrusão. A presença de lubrificante permite diminuir significativamente o valor da pressão aplicada pelo punção, desde que o trabalho de atrito venha igualmente reduzido (figura 15.10 a)).



(a)



(b)

Figura 15.8 Extrusão directa em condições de deformação plástica plana; a) campo de linhas de escorregamento e b) plano das tensões.

2) *Extrusão não-lubrificada* – geralmente quando as são matrizes direitas ($\alpha = 90°$), sendo sobretudo recomendada para a extrusão directa a quente de perfis com secções transversais ocas ou semi-ocas. Este tipo de extrusão caracteriza-se por se formarem zonas mortas adjacentes à matriz, as quais determinam que o escoamento do material se faça por mecanismos de escorregamento que se desenvolvem na periferia das zonas mortas (baseados em tensões de corte, conforme se ilustra na figura 15.10 b)).

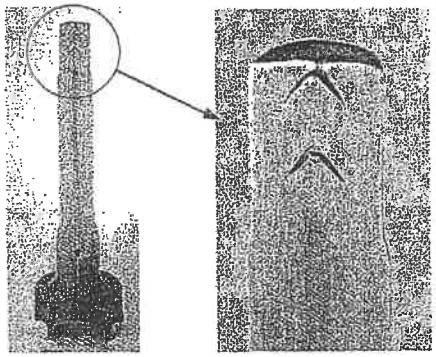
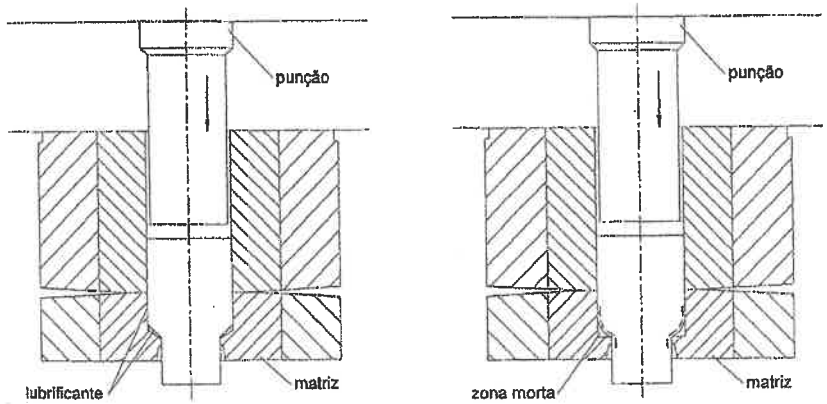


Figura 15.9 Representação esquemática da formação de fissuras em forma de dardo ou seta, durante uma operação de extrusão directa [17].



(a) (b)

Figura 15.10 Extrusão directa convencional; a) lubrificada e b) não-lubrificada.

15.1.3 Extrusão inversa

A extrusão inversa caracteriza-se pelo contentor ser fechado e o material sair em sentido contrário ao do avanço do punção. A energia dissipada por atrito é, neste caso, inferior à da extrusão directa, devido ao facto de não existir praticamente movimento relativo entre o material e as paredes do contentor. Para além desta vantagem, o processo possui também benefícios relacionados com o aproveitamento de matéria-prima (apenas cerca de 5% da matéria-prima inicial é desperdiçada). A principal desvantagem da extrusão inversa consiste na maior complexidade e no custo acrescido das ferramentas. A figura 15.11 apresenta, de modo esquemático, a evolução comparativa da força de extrusão com o deslocamento do punção, para os dois tipos de extrusão.

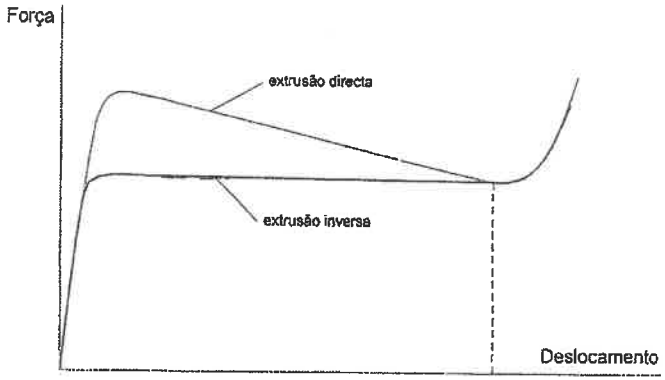
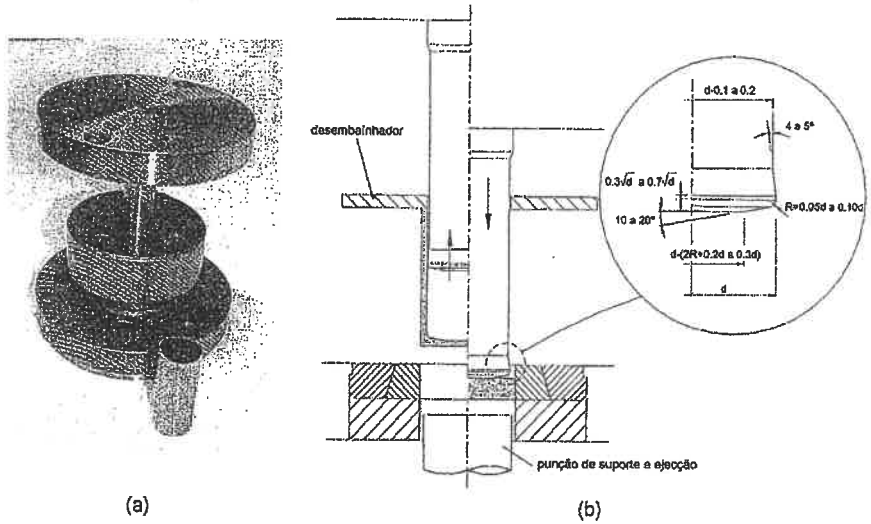


Figura 15.11 Representação esquemática da evolução da força do punção com o deslocamento para operações de extrusão directa e inversa.

Comparando a evolução da força aplicada pelo punção com o deslocamento para a extrusão directa e inversa, conclui-se que a energia necessária para deformar plasticamente o volume do material é igual para ambos os tipos de extrusão. A energia necessária para vencer o atrito que se desenvolve na interface de contacto entre o material e o contentor de extrusão é muito significativa para o caso da extrusão directa e praticamente inexistente para a extrusão inversa. De facto, na extrusão inversa apenas existe movimento relativo e, portanto, atrito numa pequena fracção do material que se encontra adjacente ao punção de extrusão. No fim de curso do punção, a força aumenta rapidamente para os dois tipos de extrusão, em virtude do esforço adicional que é necessário desenvolver para deformar plasticamente o material da beata.

As aplicações mais divulgadas de extrusão inversa encontram-se na tecnologia da extrusão por impacto (figura 15.12). Fabricam-se desta forma cápsulas, cartuchos e recipientes diversos para aerossóis, sprays e bebidas. As peças produzidas através de extrusão inversa por impacto podem possuir secções transversais variadas - circulares, elípticas, quadradas, rectangulares, sextavadas, etc. -.



(a) (b)

Figura 15.12 a) Ferramenta para fabrico de cápsulas e recipientes através de extrusão inversa por impacto e b) desenho e pormenor do punção com algumas recomendações para projecto.

A extrusão inversa por impacto é muito dependente da ductilidade do material, aplicando-se com frequência na deformação a frio de ligas de chumbo, alumínio, cobre e estanho. As máquinas ferramenta mais aconselhadas para este tipo de operação são as prensas hidráulicas, uma vez que este processo tecnológico caracteriza-se por exigir uma força de deformação aproximadamente constante ao longo da totalidade do curso do punção, ou melhor, durante a totalidade da operação de fabrico.

A figura 15.13 apresenta exemplos seleccionados dos principais defeitos que podem ocorrer durante as operações de extrusão inversa por impacto, enquanto que na figura 15.14 são reveladas as principais causas que podem estar na origem destes defeitos.

A matéria-prima utilizada neste tipo de extrusão é habitualmente designada por pastilha, em virtude da sua forma geométrica possuir um diâmetro muito superior à altura. As pastilhas podem ser fabricadas através de corte por arrombamento, corte por arranque de apara ou fundição e são, na generalidade das aplicações, sujeitas a um recozimento antes de serem extrudidas.

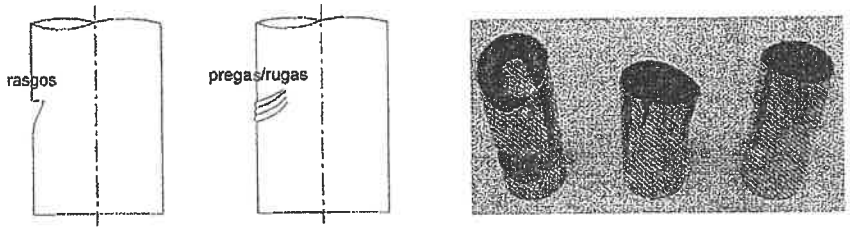


Figura 15.13 Extrusão inversa por impacto; a) representação esquemática de alguns dos defeitos que podem ocorrer durante o fabrico de cápsulas e recipientes e b) dois tipos de rasgos ocorridos durante a extrusão inversa por impacto de uma cápsula de alumínio 6010.

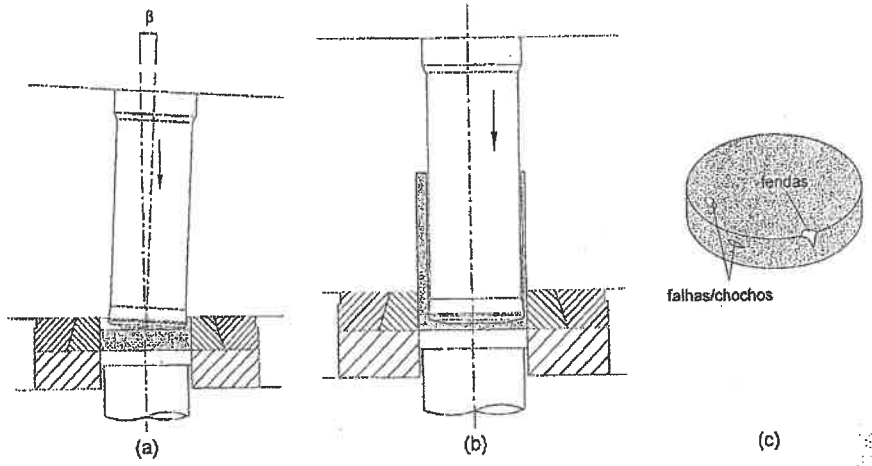


Figura 15.14 Principais causas de defeitos na extrusão inversa por impacto; a) desalinhamento entre o porta-punção e a matriz, b) descentragem do punção relativamente à matriz e c) matéria-prima com defeitos.

A figura 15.15 indica um outro tipo de defeito que pode ocorrer durante a extracção (ou desembainhamento) do punção de extrusão. Este tipo de defeito surge em consequência da formação de vácuo no interior da cápsula, mas pode ser facilmente evitado se durante a fase de extracção for permitida a entrada de ar através de furos de ar no punção.

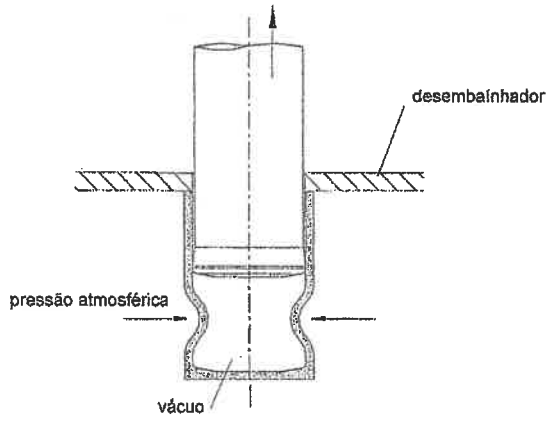


Figura 15.15 Formação de defeitos durante a extracção/desembainhamento do punção.

15.1.4 Extrusão hidrostática

Neste tipo de extrusão o material é extrudido num contentor com o interior pressurizado com um fluido hidráulico. A pressão do fluido é obtida através da actuação directa do punção de extrusão sobre o fluido hidráulico e terá que ser suficiente para empurrar o material através da matriz. Convém salientar que alguns autores preferem utilizar o termo pistão, em vez de punção, por não existir contacto entre o punção e o material que se vai extrudir.

A extrusão hidrostática apresenta inúmeras vantagens relativamente à extrusão directa convencional, das quais se destacam as seguintes:

1) As forças de atrito entre o material e o contentor são totalmente eliminadas e as que se desenvolvem entre o material e a matriz são reduzidas de um modo muito significativo. Podem desta forma ser extrudidas peças longas sem que exista o correspondente aumento da pressão de extrusão.

2) O comprimento e a esbeltez da matéria-prima a extrudir não ficam limitados por fenómenos de instabilidade longitudinal

3) A secção transversal da matéria-prima a extrudir pode ter uma forma variada e inclusive complexa, já que neste caso não é necessário assegurar uma folga reduzida entre o material e o contentor

4) O desgaste das matrizes é inferior ao da extrusão convencional e o acabamento superficial final das peças extrudidas apresenta uma melhor qualidade

5) A pressão hidrostática de compressão aplicada sobre o material a extrudir permite-lhe aumentar a enformabilidade, o que diminui a respectiva propensão à fractura e abre condições para extrudir materiais de elevada resistência mecânica.

Deve, porém, referir-se que o projecto das ferramentas para a extrusão hidrostática requer pessoas qualificadas neste tipo de tecnologia, na medida em que para além dos conhecimentos convencionais sobre o processo há que ter em conta que as ferramentas operam a pressões hidráulicas elevadas. De facto, a maior complexidade inerente a este tipo de ferramentas tem como consequência directa um agravamento dos custos, no entanto, da qualidade do projecto depende a taxa produtiva do processo e, não menos importante, a segurança dos operadores. Na figura 15.16 apresenta-se o efeito da pressão hidráulica sobre as relações de extrusão admissíveis para a extrusão hidrostática a frio de alumínios, cobre e aços com baixo teor em carbono.

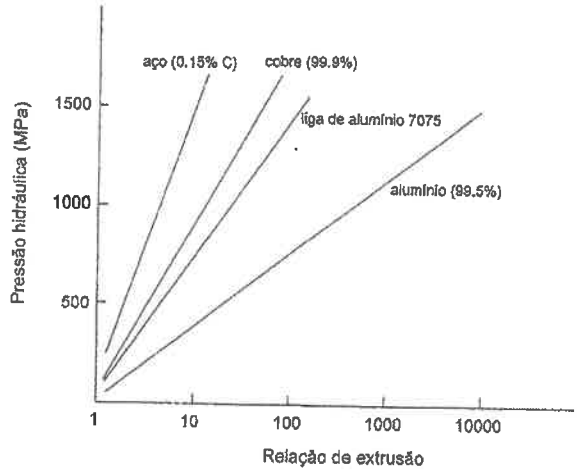


Figura 15.16 Efeito da pressão exercida pelo fluido hidráulico sobre as relações de extrusão admissíveis para a extrusão hidrostática a frio de alumínios, cobre e aços com baixo teor em carbono.

De acordo com o gráfico da figura anterior pode concluir-se que o alumínio e suas ligas possuem relações de extrusão admissíveis suficientemente elevadas para a generalidade das aplicações tecnológicas conhecidas. Observe-se, contudo, que um material igualmente dúctil, como é o caso do cobre, já não suporta relações de extrusão superiores a 10 para pressões hidráulicas inferiores a 1000 MPa. Este facto reduz consideravelmente o domínio de aplicabilidade da extrusão hidrostática a frio do cobre e suas ligas. No caso dos aços esta limitação é ainda mais significativa, uma vez que para o mesmo nível de pressão hidráulica inviabiliza o fabrico de componentes com relações de extrusão superiores a 5.

Estas limitações serão superadas se a extrusão hidrostática for realizada a morno ou a quente. Nestes casos, a temperatura de aquecimento do material a extrudir deve ser compatível com o fluido hidráulico. No caso da temperatura de aquecimento ser inferior a 400 °C podem utilizar-se fluidos hidráulicos à base de óleo de rícino, óleo de motor, parafina ou glicerina. Para temperaturas de aquecimento mais elevadas utilizam-se banhos de sais, pastas de base grafitada ou vidro em fusão.

A escolha adequada do fluido de extrusão é fundamental para o sucesso da operação de extrusão hidrostática. De facto, se a viscosidade do fluido for muito elevada para a temperatura a que se realiza a operação, podem desenvolver-se mecanismos de atrito complexos na zona da matriz de extrusão, dando origem a peças defeituosas, com um aspecto superficial semelhante ao duma 'vara de bambu' (figura 15.17).

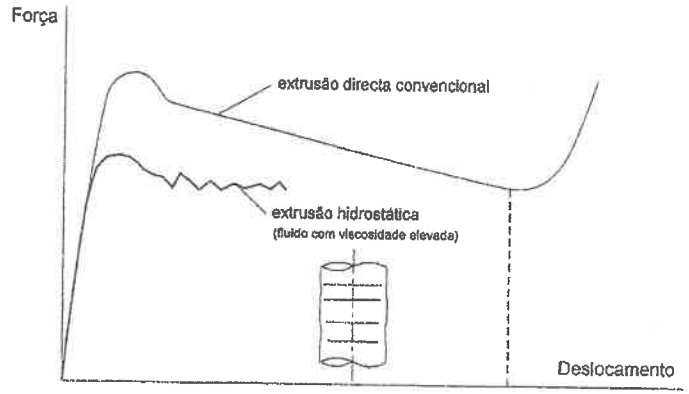


Figura 15.17 Representação esquemática da variação da força com o deslocamento do punção no caso de uma extrusão hidrostática realizada com um fluido com uma viscosidade superior à adequada; dando origem a defeitos superficiais em forma de 'vara de bambu'.

O mecanismo de atrito que se desenvolve nestes últimos casos caracteriza-se por intercalar zonas de escorregamento com zonas de adesão total e é um resultado directo da dificuldade que um fluido hidráulico de viscosidade elevada possui em promover uma lubrificação integral da interface de contacto entre o material e a matriz.

15.1.5 Extrusão de produtos de secção transversal oca

O fabrico de peças extrudidas com secção transversal oca pode ser efectuado através de duas técnicas distintas de extrusão:

1) Partindo de matéria-prima em forma de varão onde foi previamente aberto um furo que será mantido durante a extrusão através de um mandril fixo ao punção. O furo pode vir directamente da fundição, ser efectuado por maquinagem ou por perfuração a quente. Em qualquer dos casos, o mandril deve ser suficientemente comprido para atravessar a totalidade da zona de trabalho da matriz (ver figura 15.18). Nos casos em que o furo é aberto a quente, podem surgir fenómenos de oxidação com repercussões na qualidade final do extrudido.

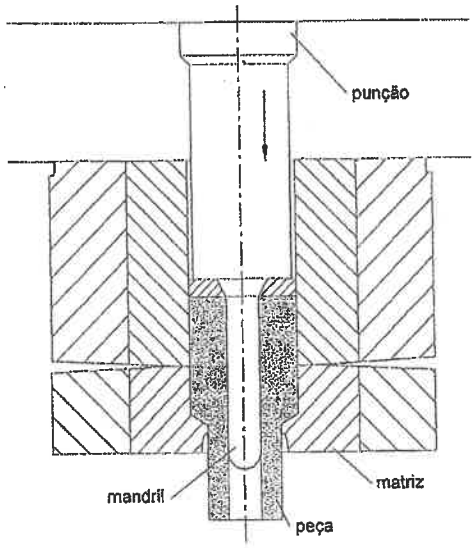


Figura 15.18 Fabrico de uma peça extrudida com secção transversal oca através da utilização de um mandril fixo ao punção.

2) Recorrendo a matrizes de extrusão especiais, onde a matéria-prima é previamente dividida/segmentada à entrada da matriz (com o objectivo de criar a região oca do perfil) e posteriormente ligada por um mecanismo de soldadura por pressão em câmaras de soldadura contíguas à zona de saída da matriz (ver figura 15.19). Esta técnica é muito utilizada na extrusão a quente não-lubrificada de ligas de alumínio e chumbo. De facto, a existência de lubrificante deve ser evitada, pois qualquer resíduo de lubrificante que transite para a câmara de soldadura pode vir a inviabilizar a soldadura do material, dando origem a produtos de má qualidade.

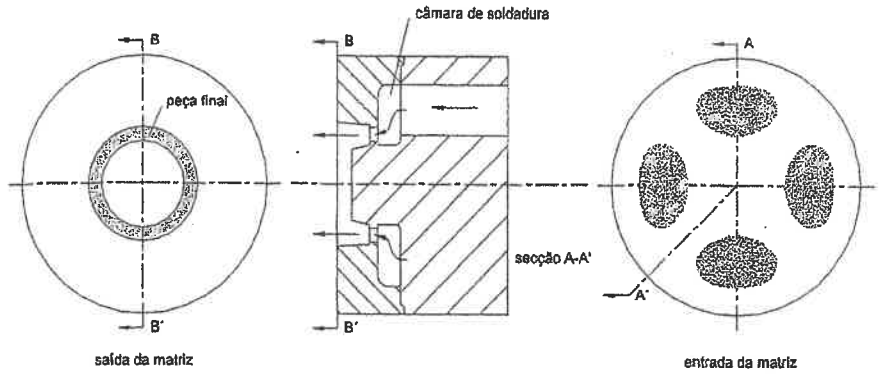


Figura 15.19 Ferramenta para o fabrico de tubo. O material na matriz é previamente separado para formar a zona oca, sendo posteriormente ligado na câmara de soldadura.

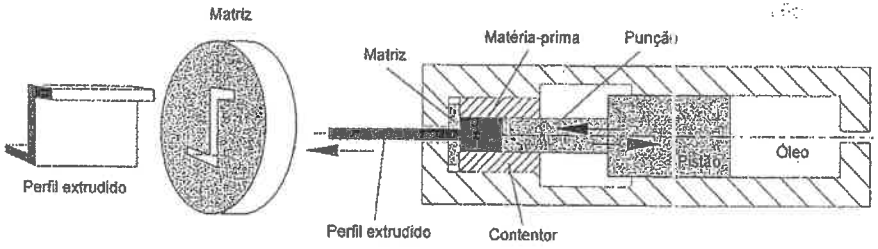
15.1.6 Extrusão de perfis

Uma das aplicações industriais mais importantes da tecnologia da extrusão que tem vindo a ser descrita consiste no fabrico de perfis estruturais de alumínio por extrusão isotérmica a quente (ver figuras 15.20 a) e b)).

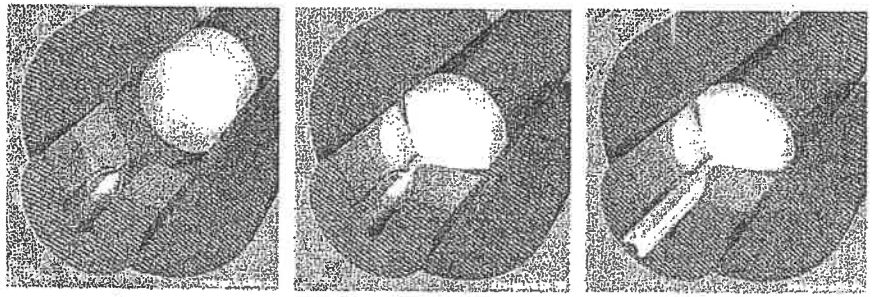
Este tipo de extrusão caracteriza-se por tanto a matéria-prima, como a matriz serem aquecidas a temperaturas próximas dos 450° C, situando-se a velocidade de actuação do pistão na gama dos 5 a 50 m/min. Os perfis depois de extrudidos podem possuir comprimentos entre os 25 e os 45 m, uma espessura mínima das paredes na ordem de grandeza do 1 mm e bons acabamentos superficiais ($R_a = 0.8\ \mu m$).

No final da operação de extrusão os perfis são desempenados com esticadores que aplicam forças de tracção entre as suas extremidades e posteriormente submetidos a um

tratamento térmico de envelhecimento artificial a uma temperatura na ordem dos 170 a 190ºC. No caso de se pretenderem fabricar perfis de alumínio com secções transversais ocas devem-se utilizar ferramentas do tipo da que foi mostrada na figura 15.19.



(a)



(b)

Figura 15.20 Representação esquemática de operações de extrusão em prensa horizontal; a) fabrico de um perfil de alumínio em forma de 'Z' e b) ilustração da sequência de extrusão de um perfil de parede fina (cortesia de www.designinsite.dk).

15.1.7 Outras aplicações de extrusão

Uma aplicação muito particular da extrusão consiste na produção de revestimentos em peças com eixo rectilíneo. É o caso, por exemplo, dos revestimentos isoladores dos fios eléctricos ou do revestimento usado em alguns clips para papel, cujo princípio básico de funcionamento se encontra representado de modo esquemático na figura 15.21.

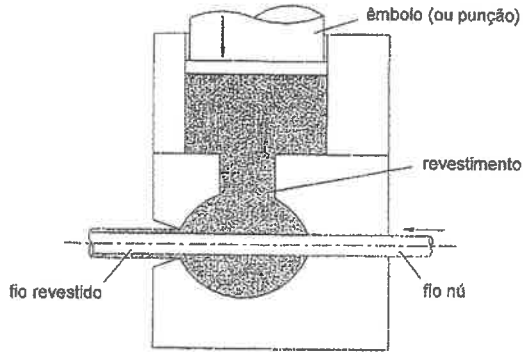


Figura 15.21 Representação esquemática do processo usado para revestir fios metálicos.

15.1.8 Cálculo de peças extrudidas

Nos *Capítulos 6* a *10* foram expostos os fundamentos teóricos dos principais métodos de análise de processos de deformação plástica, tendo a sua aplicabilidade na determinação das variáveis do processo sido ilustrada através da resolução de vários exemplos de aplicação. O cálculo de peças extrudidas que se irá apresentar neste parágrafo baseia-se fundamentalmente nos conceitos e técnicas associadas aos métodos da energia uniforme e da fatia elementar.

Para facilitar a compreensão da exposição, identifica-se na figura 15.22 a simbologia que irá ser usada durante a apresentação das técnicas de cálculo de peças extrudidas.

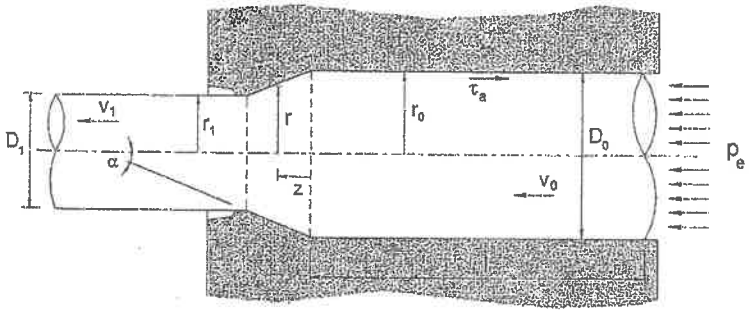


Figura 15.22 Simbologia utilizada no cálculo de peças extrudidas.

Metodologia de cálculo baseada no método da energia uniforme

O procedimento utilizado no cálculo de peças extrudidas é semelhante ao que foi descrito no capítulo anterior para o cálculo de peças forjadas em matriz fechada. Desta forma, a metodologia a seguir quer para o caso da extrusão directa, quer para o caso da extrusão inversa apoia-se nos seguintes procedimentos básicos:

1) Determinação da geometria elementar cilíndrica equivalente.
No caso da peça extrudida não possuir secção transversal circular, começa por se calcular, D_1, baseado na noção de diâmetro equivalente, o qual é dado por,

$$D_1 = \sqrt{\frac{4A_1}{\pi}} \tag{15.1}$$

em que A_1 representa a área da secção transversal da peça extrudida.

2) Determinação da relação de extrusão.
A relação de extrusão, R, define-se como sendo o quociente entre a área da secção transversal da matéria-prima, A_0, e a da secção transversal do produto extrudido, A_1,

$$R = \frac{A_0}{A_1} = \left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2 \tag{15.2}$$

3) Determinação da extensão verdadeira e da velocidade de deformação.
A extensão verdadeira, ε, à saída da matriz de extrusão vem então dada por,

$$\varepsilon = \ln \frac{A_0}{A_1} = \ln R \tag{15.3}$$

sendo a velocidade de deformação, $\dot{\varepsilon}$, no interior da matriz calculada através de,

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = \frac{dA}{A\,dt} \tag{15.4}$$

Atendendo a que a área da secção transversal é dada por, $A = \pi r^2$, e ao facto do raio genérico r se relacionar com o raio inicial r_0 através de, $r = r_0 - z\tan\alpha$, a equação (15.4) passará a escrever-se da seguinte forma,

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = -\frac{2}{r}\tan\alpha\,\frac{dz}{dt} = -2\tan\alpha\,\frac{v_z}{r} \tag{15.5}$$

em que α representa o semi-ângulo de abertura da matriz. O sinal negativo fica a dever-se ao facto da distância longitudinal z ser medida em relação à entrada da matriz. A posição do sistema de eixos é igualmente responsável pela diminuição que a área da secção transversal vai sofrendo à medida que a respectiva distância longitudinal aumenta.
Considerando agora que o volume de material que atravessa uma secção transversal genérica, A, na unidade de tempo se conserva, pode estabelecer-se a seguinte relação cinemática envolvendo a velocidade de entrada, v_0, do material na matriz,

$$v_z = v_0\, r_0^2 / r^2 \tag{15.6}$$

Substituindo a expressão anterior na equação (15.5) obtém-se a seguinte relação para a velocidade de deformação em função da distância longitudinal, z,

$$\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt} = -2\tan\alpha\,\frac{v_0\, r_0^2}{(r_0 - z\tan\alpha)^3} \tag{15.7}$$

O valor médio da velocidade de deformação, $\dot{\varepsilon}_{média}$, pode ser obtido a partir da expressão anterior ou, em alternativa, usando a seguinte expressão sugerida por diversos autores (ver a este propósito o problema 15.1),

$$\dot{\varepsilon}_{média} = \frac{6\, v_0\, D_0^2 \tan\alpha}{D_0^3 - D_1^3}\,\varepsilon \tag{15.8}$$

Quando a relação de extrusão é elevada ($D_0 >> D_1$) e a extrusão se realiza sem lubrificação, desenvolve-se uma zona morta que é responsável pelo escorregamento do material para o interior da matriz segundo um semi-ângulo de abertura aproximadamente igual a 45° (salvo informação experimental que forneça o valor exacto do semi-ângulo). Nestas condições, pode utilizar-se a seguinte forma simplificada da equação anterior para contabilizar o valor médio da velocidade de deformação (ver o problema 15.1),

$$\dot{\varepsilon}_{média} = \frac{6\, v_0}{D_0}\,\varepsilon \tag{15.9}$$

É importante salientar que as expressões apresentadas para o cálculo da extensão e da velocidade de deformação podem ser aplicadas tanto à extrusão directa, como à inversa, uma vez que na sua dedução não foram considerados os efeitos do atrito

e da deformação redundante. Por outras palavras, pode afirmar-se que os valores apresentados para a extensão e para a velocidade de deformação são apenas válidos para condições ideais de deformação plástica.

4) Determinação do valor médio da tensão efectiva.
Atendendo a que a extrusão é, na sua essência, um processo de deformação plástica em regime estacionário, e que o material vai sendo progressivamente deformado à medida que atravessa a matriz de extrusão, deverá utilizar-se o valor médio da tensão efectiva, σ_{unif}, para caracterizar o estado de tensão no interior do material em deformação plástica (ver *Capítulo 6*). Exemplifica-se a determinação de σ_{unif} para o caso dum material com uma curva tensão-extensão do tipo Ludwik-Hollomon, $\sigma = K\varepsilon^n$,

$$\sigma_{unif} = \frac{K\varepsilon^n}{n+1} \tag{15.10}$$

No caso da extrusão se realizar a quente existe a necessidade de se calcular a velocidade de deformação média, $\dot{\varepsilon}_{média}$, e de se utilizarem as curvas tensão-velocidade de deformação características do comportamento viscoplástico dos materiais metálicos. A velocidade de deformação média, $\dot{\varepsilon}_{média}$, na região em deformação plástica obtém-se através da equação (15.9), sendo o valor médio da tensão efectiva determinado através da seguinte expressão, para o caso de um material com uma lei de comportamento tensão-velocidade de deformação do tipo, $\sigma = C\dot{\varepsilon}^m$,

$$\sigma_{unif} = C\dot{\varepsilon}^m_{média} \tag{15.11}$$

5) Determinação da pressão de extrusão.
De acordo com o método da energia uniforme, a pressão de extrusão ideal, p_i, coincide com o trabalho por unidade de volume associado à deformação plástica do material (ver *Capítulo 6*),

$$p_i = \sigma_{unif}\,\varepsilon = \sigma_{unif}\ln R \tag{15.12}$$

No caso geral, verifica-se que a deformação do material no interior da matriz de extrusão não é homogénea, em virtude de existir deformação redundante e atrito entre o material e a matriz, para ambos os tipos de extrusão, e ainda atrito entre o material e o contentor, para o caso da extrusão directa. Nestas condições, a deformação plástica total sofrida pelo material deverá ser superior à ideal e,

consequentemente, também a pressão de extrusão, p_e, terá que ser mais elevado do que a estabelecida anteriormente por intermédio da equação (15.12).
De acordo com a metodologia estabelecida pelo método da energia uniforme os efeitos do atrito e da deformação redundante podem ser incorporados no cálculo da pressão de extrusão, p_e, bastando, para tal, introduzir no cálculo um coeficiente de eficiência energética, η, obtendo-se,

$$p_e = \frac{1}{\eta}\sigma_{unif}\,\varepsilon \tag{15.13}$$

Em termos práticos, o problema do cálculo da pressão de extrusão, p_e, é solucionado de uma forma análoga aquela que tinha sido usada no forjamento em matriz fechada (ver § 14.3.7), modificando o valor da pressão de extrusão com um coeficiente de correcção Q_p,

$$\begin{aligned} Q_p &= \frac{1}{\eta}\varepsilon \\ &= a + b\cdot\varepsilon = a + b\cdot\ln R \end{aligned} \tag{15.14}$$

As constantes a e b dependem, entre outros factores, do semi-ângulo, α, de abertura da matriz de extrusão e tendem a aumentar com o aumento de α. Utilizam-se geralmente os seguintes valores de referência para estas constantes; $a = 0.8$ e $b = 1.2 - 1.5$.
Nestas condições o valor da pressão de extrusão, p_e, será calculado através de,

$$p_e = \sigma_{unif}\,Q_p = \sigma_{unif}\,(a + b\cdot\ln R) \tag{15.15}$$

Esta equação aplica-se directamente no cálculo da pressão de operações de extrusão inversa ou de extrusão directa hidrostática.
Como o coeficiente de correcção da pressão, Q_p, não contabiliza o efeito do atrito sobre a interface de contacto entre o material e o contentor durante as operações de extrusão directa convencional, é admissível supor que a equação (15.15) não é adequada para calcular a pressão de extrusão naquele tipo de operações. De facto, quando existe atrito entre o material e as paredes do contentor, a pressão exercida pelo punção terá de ser superior à que foi contabilizada através da equação (15.15), sendo o seu valor máximo atingido no início do deslocamento (ou curso) do punção.

O acréscimo de pressão, p_a, a exercer pelo punção devido às tensões de atrito, τ_a, que se desenvolvem entre o material e as paredes do contentor obtém-se através do seguinte equilíbrio estático,

$$p_a \frac{\pi \cdot D_0^2}{4} = \tau_a \cdot \pi D_0 l \qquad (15.16)$$

em que l representa o comprimento da matéria-prima no interior do contentor de extrusão para o instante considerado.
O valor das tensões de atrito, τ_a, podem ser elevadas para relações extrusão, R, grandes, levando a que, nesses casos, seja necessário recorrer a esquemas de lubrificação adequados para as reduzir. No entanto, estas tensões deverão apresentar sempre um valor inferior ou igual ao da tensão limite de elasticidade ao corte, $\tau_{a_{max}} \leq k$.
Em face do exposto pode concluir-se que o valor da pressão exercida pelo punção durante uma operação de extrusão directa convencional com atrito resulta da soma da pressão, p_e, (equação (15.15)) com o acréscimo de pressão que resulta do atrito p_a (equação (15.16)), obtendo-se,

$$p_{e_{direct}} = \sigma_{unit} Q_p + 4\tau_a \frac{l}{D_0} \qquad (15.17)$$

Para finalizar esta discussão do cálculo da pressão para operações de extrusão directa convencionais, convém salientar que, em condições estacionárias, a pressão de extrusão irá decrescendo de uma forma progressiva em correspondência com a movimentação do punção, a qual se vai traduzindo numa diminuição do comprimento total da superfície de atrito, l, entre o contentor e o material (ver figura 15.5 e 15.7).

6) Determinação da força e da energia de extrusão.
A força de extrusão obtém-se multiplicando a pressão de extrusão, p_e ($p_{e_{direct}}$ no caso da extrusão directa convencional com atrito), pela área inicial, A_0, da secção transversal da matéria-prima,

$$F = p_e A_0 \qquad (15.18)$$

A energia necessária para realizar a extrusão calcula-se através de:

$$W = \sigma_{unit} \varepsilon V_e \cdot Q_e \qquad (15.19)$$

em que V_e representa o volume de material extrudido e Q_e o coeficiente de correcção de energia que permite introduzir as características não-homogéneas da deformação plástica resultantes da existência de atrito e de deformação redundante (ver analogia com § 14.3.7).

Metodologia de cálculo baseada no método da fatia elementar

A determinação do estado de tensão no interior da região em deformação plástica e da distribuição de pressão na interface de contacto com a matriz exige que a análise da extrusão seja efectuada com um método mais sofisticado do que aquele que foi exposto anteriormente. Considere-se para tal a aplicação do método da fatia elementar ao estudo da operação de extrusão cilíndrica directa que se encontra representada na figura 15.23.

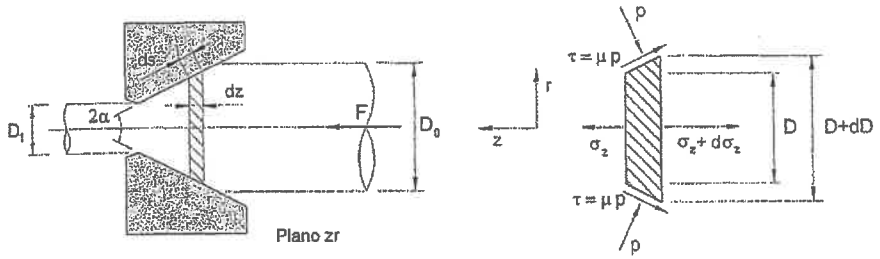


Figura 15.23 a) Representação esquemática de uma operação de extrusão cilíndrica directa, e do b) pormenor da fatia elementar utilizada no método da fatia elementar.

Seja F a força de extrusão aplicada na extremidade do material e p_e a pressão de extrusão que lhe está associada,

$$p_e = \frac{4F}{\pi D_0^2} \qquad (15.20)$$

Fazendo o equilíbrio de forças na direcção longitudinal chega-se à seguinte equação diferencial,

$$(\sigma_z + d\sigma_z)\left\{\frac{\pi}{4}(D+dD)^2\right\} + p \sin\alpha \left(\pi D \frac{dz}{\cos\alpha}\right) + \mu p \cos\alpha \left(\pi D \frac{dz}{\cos\alpha}\right) = \sigma_z \frac{\pi}{4} D^2 \qquad (15.21)$$

Esta equação pode ser simplificada através da eliminação dos termos de ordem superior, obtendo-se,

$$\sigma_z \frac{D\,dD}{2} + \frac{D^2 d\sigma_z}{4} + p\,D\,dz\tan\alpha + \mu p\,D\,dz = 0 \qquad (15.22)$$

Considerando agora que,

$$2dz = \frac{dD}{\tan\alpha} \qquad (15.23)$$

cuja substituição na equação (15.22) permite escrever,

$$\sigma_z \frac{D\,dD}{2} + \frac{D^2 d\sigma_z}{4} + p\,D\frac{dD}{2} + \mu p D \frac{dD}{2\tan\alpha} = 0 \qquad (15.24)$$

a qual pode igualmente ser expressa através de,

$$d\sigma_z + 2\left\{\sigma_z + p\left(1+B\right)\right\}\frac{dD}{D} = 0 \qquad com \qquad B = \mu\frac{1}{\tan\alpha} \qquad (15.25)$$

Admitindo que z, r e θ são direcções principais, que as tensões σ_z, σ_r e σ_θ são tensões principais que se mantêm constantes no plano da fatia elementar e que $\sigma_r \cong \sigma_\theta$, pode relacionar-se o valor destas tensões aplicando o critério de plasticidade, por exemplo o de Tresca. Para tal, determina-se previamente o valor da tensão σ_r através do equilíbrio de forças na direcção radial, r, obtendo-se,

$$\sigma_r\,\pi D\,dz + p\,\pi D\cos\alpha\,ds = \mu p\,\pi D\,\sin\alpha\,ds \qquad (15.26)$$

Atendendo à relação geométrica,

$$\cos\alpha = \frac{dz}{ds} \qquad (15.27)$$

pode escrever-se a seguinte relação entre a tensão radial, σ_r, e a pressão, p, aplicada pela matriz de extrusão,

$$\sigma_r = -p + \mu\,p\tan\alpha = -p\left(1-\mu\tan\alpha\right) \qquad (15.28)$$

Como os valores de α e de μ são reduzidos, a anterior equação pode ser simplificada, uma vez que $\mu\tan\alpha << 1$, obtém-se,

$$\sigma_r \cong -p \qquad (15.29)$$

A aplicação subsequente do critério de plasticidade de Tresca permite escrever a seguinte relação entre as tensões principais aplicadas,

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_z - (-p) = \sigma_e \qquad (15.30)$$

Este resultado conduz à relação diferencial $d\sigma_z = -dp$ que é fundamental para proceder à eliminação de uma variável na equação diferencial (15.25) e, consequentemente, para transformar a referida equação numa forma diferencial de variáveis separáveis,

$$\frac{d\sigma_z}{B\sigma_z - \sigma_e\left(1+B\right)} = 2\frac{dD}{D} \qquad (15.31)$$

A resolução desta equação diferencial efectua-se considerando as condições de fronteira estáticas da operação de extrusão cilíndrica directa associadas às secções de entrada e de saída da matriz, expressas por,

$$\begin{aligned} &\text{Secção de entrada:} && \sigma_z = p_e \quad D = D_0 \\ &\text{Secção de saída:} && \sigma_z = 0 \quad D = D_1 \end{aligned} \qquad (15.32)$$

Nestas condições, a distribuição de tensões no interior da região em deformação plástica vem dada por,

$$\begin{aligned} &\sigma_z = \frac{\sigma_e\left(1+B\right)}{B}\left[1-\left(\frac{D}{D_1}\right)^{2B}\right] \\ &\sigma_r = \sigma_z - \sigma_e \cong -p \\ &\sigma_\theta \cong \sigma_r \end{aligned} \qquad (15.33)$$

O valor da pressão de extrusão p_e aplicada pelo punção na extremidade da matéria-prima, $D = D_0$, pode ser calculado através de,

$$p_e = \frac{\sigma_e\left(1+B\right)}{B}\left[1-\left(\frac{D_0}{D_1}\right)^{2B}\right] \qquad (15.34)$$

O resultado fornecido pela equação (15.34) corresponde sempre a um valor subestimado da pressão de extrusão real, na medida em que não foram contabilizados os efeitos da deformação redundante, nem do atrito na interface de contacto entre o material e o contentor.

É interessante verificar que no caso de não existir atrito sobre a interface de contacto entre o material e a matriz se obtém uma coincidência total entre as estimativas do valor da pressão de extrusão fornecidas pelos métodos da energia uniforme e da fatia elementar. De facto, fazendo $\mu = 0$ na equação (15.25) chega-se à seguinte relação diferencial,

$$d\sigma_z + 2\{\sigma_z + p\}\frac{dD}{D} = 0 \qquad \text{com} \qquad B = \mu\frac{1}{\tan\alpha} = 0 \tag{15.35}$$

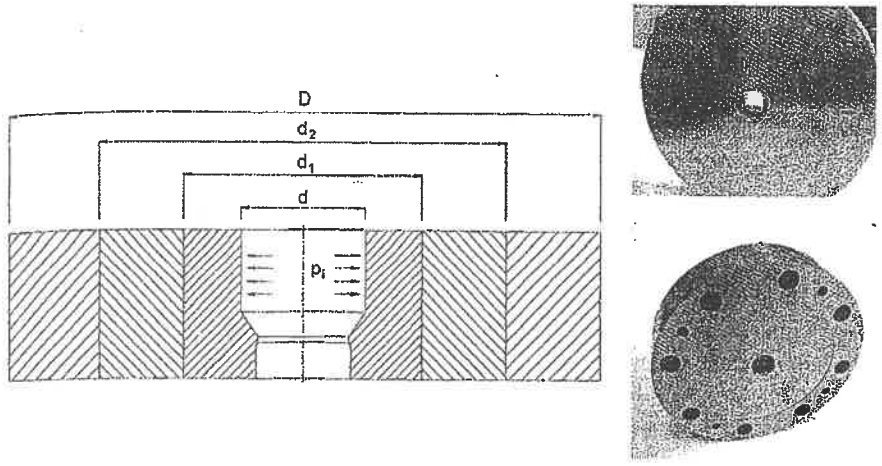
a qual, depois de integrada e substituídas as condições de fronteira, equação (15.32), fornece, na ausência de fenómenos de atrito e de trabalho redundante, o seguinte resultado para o valor da pressão de extrusão (pressão de extrusão ideal, p_i),

$$p_e = p_i = \sigma_e \cdot \ln\left(\frac{D_0}{D_1}\right)^2 = \sigma_e \cdot \ln R \tag{15.36}$$

Este valor é análogo ao que tinha sido anteriormente obtido para a pressão de extrusão ideal, p_i, através do método da energia uniforme. De facto, a existência de encruamento no material corresponde a substituir σ_e por σ_{und} na expressão anterior.

15.1.9 Matrizes e contentores de extrusão

O projecto de contentores de extrusão é uma tarefa muito delicada em virtude das pressões elevadas a que estes se encontram submetidos durante as operações de fabrico. A máxima pressão que pode ser aplicada no interior de um contentor de extrusão é função do tipo de solução construtiva que se adopta. Uma das formas geralmente usada para proteger a matriz contra eventuais roturas, provocadas pelo valor elevado da pressão que se desenvolve durante a operação, é o encamisamento da matriz, o qual pode ser simples, duplo, triplo ou ainda constituído por um número maior de anéis, caso as condições de projecto o exija, conforme se mostra na figura 15.24.



(a) (b)

Figura 15.24 Solução construtiva utilizada no fabrico de contentores e matrizes de extrusão; a) encamisamento de matrizes com um, ou mais, anéis exteriores de compressão e b) exemplos de encamisamento simples.

A técnica de encamisamento consiste em envolver a matriz com um anel de diâmetro interior inferior ao diâmetro exterior da matriz. Para o conseguir, o anel é previamente aquecido a uma temperatura que depende do valor da interferência desejada (adopta-se habitualmente uma interferência em diâmetro da ordem de grandeza de 0.3% ~ 0.6% do diâmetro da interface correspondente), mas tendo em atenção as temperaturas dos tratamentos térmicos realizados anteriormente, para que o material não perca as propriedades previamente adquiridas, de modo a que a sua expansão térmica permita a montagem na matriz. A respectiva contracção durante o arrefecimento irá induzir na matriz tensões residuais, cuja natureza é contrária às que se desenvolvem durante o processo. Com este procedimento consegue-se não só elevar o nível da pressão interior aplicada durante o processo, como aumentar a vida útil das ferramentas.

A figura 15.25 fornece valores indicativos para pressão interior máxima admissível que pode ser aplicada na matriz em função do número de anéis de pré-tensão usados e da relação entre os diâmetros exterior e interior do contentor.

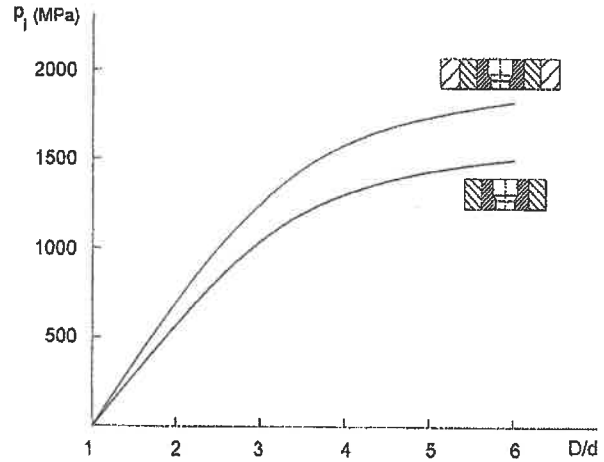


Figura 15.25 Pressão interior máxima admissível em função do quociente entre os diâmetros exterior e interior do contentor, D/d, para encamisamento simples e duplo.

Pressão interna (N/mm^2)	Número de anéis exteriores	Valor recomendado D/d	Valor recomendado para os diâmetros intermédios
< 1000	0	4 a 5	–
1000 a 1600	1	4 a 6	$d_1 \cong 0.9\sqrt{Dd}$
1600 a 2000	2	4 a 6	$d : d_1 : d_2 : D$ 1:(1.6 a 1.8):(2.5 a 3.2):(4 a 6)

Tabela 15.I Valores indicativos de projecto para o dimensionamento de contentores de extrusão em função da pressão que o material exerce sobre a camisa do contentor.

A análise da figura 15.25 permite concluir que, no caso mais simples, em que é utilizado um contentor constituído por um único cilindro (sem anéis exteriores de compressão), em geral a máxima pressão interior que pode ser aplicada em segurança é da ordem de grandeza de metade da tensão limite de elasticidade do aço utilizado no seu fabrico (aconselha-se um aço de alta resistência, com uma tensão limite de elasticidade da ordem dos 1000 MPa, com uma dureza de cerca de 60 HRC). Se por outro lado, forem

utilizadas soluções de fabrico que recorram ao encamisamento com anéis exteriores de compressão, o valor de pressão admissível máxima poderá aproximar-se dos 1600-2000 MPa, respectivamente, para encamisamento simples e duplo. Estes valores podem ainda alcançar os 2700 MPa no caso de se utilizarem montagens especiais. A tabela 15.I apresenta algumas indicações adicionais para o dimensionamento de contentores de extrusão em função da pressão interior na matriz.

No decurso de um processo de fabrico sujeitam-se as matrizes e os contentores de extrusão a cargas mecânicas e/ou térmicas elevadas com características cíclicas. Estas solicitações podem dar origem a diferentes tipos de avarias e desgastes dos quais se destacam pela sua importância (ver figura 15.26);

1) *Fissuras axiais* – são originadas pela acção de tensões tangenciais de tracção excessivamente elevadas; são fissuras provocadas por sobrecarga mecânica.

2) *Fissuras radiais* – são fissuras que aparecem associadas a fenómenos de fadiga e que ocorrem nas zonas onde existe concentração de tensões.

3) *Deformação plástica da matriz* – ocorre nas zonas mais solicitadas da matriz e do contentor de extrusão.

4) *Desgaste por adesão e abrasão da matriz e da zona cilíndrica da matriz* (zona de saída da matriz).

Quando se analisa o normal funcionamento destas ferramentas, constata-se que durante os primeiros ciclos de carregamento pode ocorrer plasticidade local numa pequena faixa interior adjacente à interface de contacto entre a matriz e o material (ver figura 15.27 a)). Se as descargas subsequentes não produzirem extensões plásticas pode considerar-se que o material se irá comportar elasticamente no decurso da totalidade dos ciclos de carga e descarga que caracterizarem o processo tecnológico. Por outras palavras, pode afirmar-se que o material do contentor vai sucessivamente percorrendo a trajectória AB da curva tensão-extensão representada na figura 15.27 b). Se, por outro lado, as primeiras descargas produzirem extensões plásticas poderá continuar ou não a haver plasticidade nas cargas e descargas subsequentes. Em caso afirmativo produz-se um ciclo de histerese com acumulação de energia de deformação plástica e que tem como consequência final o desenvolvimento e propagação de uma fissura (figura 15.27 c).

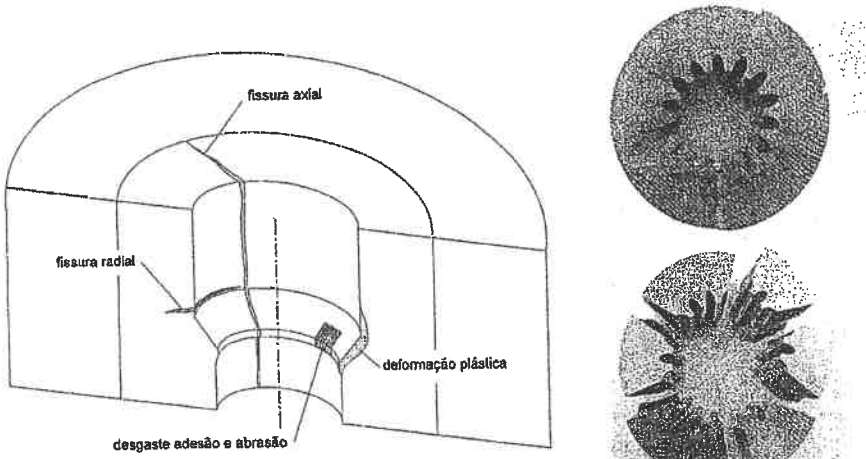


Figura 15.26 a) Representação esquemática dos principais desgastes e avarias de matrizes e contentores de extrusão e b) exemplo de avaria originada pela propagação de fissuras axiais.

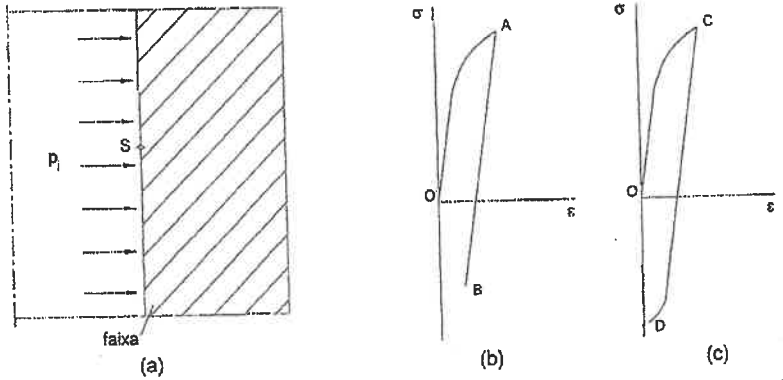


Figura 15.27 a) Faixa de adaptação onde pode surgir deformação plástica da matriz e ciclos de carga e descarga das matrizes; b) sem deformação plástica e c) com deformação plástica.

As fissuras ocorrem geralmente nas zonas de transição da matriz, uma vez que nessas zonas existem níveis de concentração de tensões muito elevados, conforme se representa esquematicamente na figura 15.28. A utilização de contentores e de matrizes de extrusão integrando um ou dois anéis exteriores de compressão não produz efeitos significativos sobre as concentrações de tensão, nem sobre as tensões que estejam eventualmente aplicados na direcção axial. A correcção e diminuição deste tipo de solicitações apenas pode ser efectuada da seguinte forma (ver figura 15.29):

1) Promovendo a separação física entre o contentor e a matriz, de modo a reduzir o nível de concentração de tensões.
2) Introduzindo uma pré-tensão axial de compressão, p_{axial}, numa região localizada que seja adjacente à zona de transição entre o contentor e a matriz.

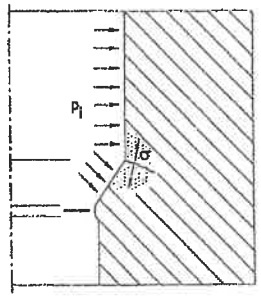


Figura 15.28 Desenvolvimento e propagação de uma fissura radial numa zona de transição da matriz.

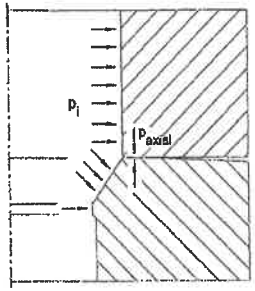


Figura 15.29 Solução construtiva destinada a reduzir o nível de concentração de tensões e a introduzir pré-tensões axiais de compressão nas zonas de transição entre o contentor e a matriz de extrusão.

15.2 Trefilagem

15.2.1 Introdução

Na trefilagem a matéria-prima é forçada a passar através de uma fieira (designação habitualmente dada às matrizes de trefilagem) aplicando uma força de tracção à saída (figura 15.30).

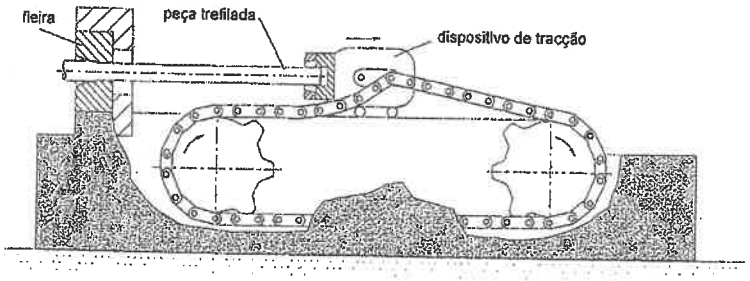


Figura 15.30Representação esquemática de uma máquina-ferramenta industrial (em corte) de trefilagem rectilínea.

À medida que a matéria prima vai atravessando a fieira vai sofrendo deformação plástica, dando origem a um produto de menor secção transversal e com maior comprimento, com boa qualidade superficial e com excelente controlo dimensional.

A trefilagem aplica-se fundamentalmente no fabrico de peças que possuam simetria axial de revolução, destacando-se pela sua importância industrial a produção de arame e a redução de secção de componentes tubulares (figura 15.31). A produção de tubo é geralmente efectuada por outros processos tecnológicos a quente, como seja, por exemplo, a extrusão ou a laminagem, aplicando-se a trefilagem apenas para reduzir os diâmetros.

As fieiras de trefilagem são fabricadas em aço ferramenta ou em carboneto de tungsténio para assegurar uma boa durabilidade. As fieiras de trefilagem são constituídas por quatro zonas distintas (ver figura 15.31);

1) *Zona de entrada* – possuindo um ângulo ligeiramente maior do que o ângulo de trefilagem de modo a facilitar a lubrificação do processo.
2) *Zona de trefilagem* – possuindo um ângulo que geralmente está compreendido entre os 5º e os 15º.
3) *Zona cilíndrica* – incluída por razões de fabrico e de manutenção da matriz, sendo fundamental para assegurar uma boa estabilidade dimensional ao produto final.

4) *Zona de saída* – com um ângulo de abertura contrário ao dos ângulos de entrada e de trefilagem de modo a facilitar a saída do produto final.

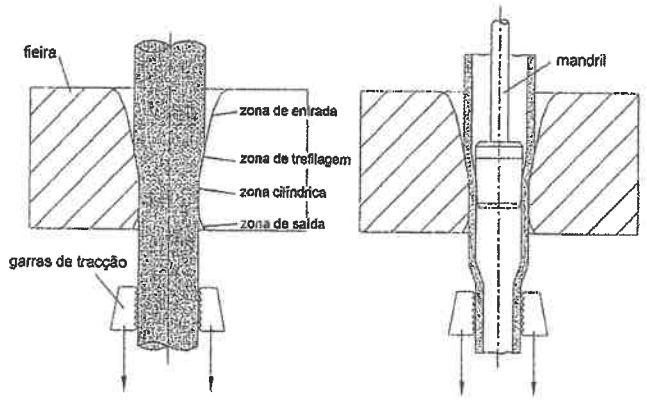


Figura 15.31 a) Trefilagem de arame e b) trefilagem de tubo com mandril interior fixo.

A trefilagem de componentes tubulares pode ainda ser efectuada através de duas outras técnicas alternativas que se encontram representadas na figura 15.32; uma usando um mandril flutuante e a outra utilizando um mandril comprido, em cuja extremidade se encontra aplicada a força de tracção.

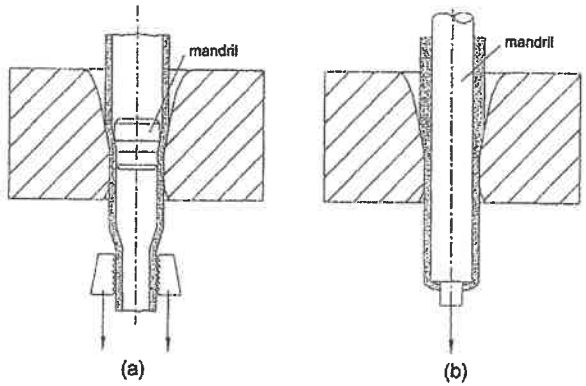


Figura 15.32 Trefilagem de tubo, a) com mandril flutuante e b) com mandril comprido, em cuja extremidade se aplica a força de tracção.

15.2.2 Cálculo de peças trefiladas

No parágrafo § 15.1.8 foram apresentadas as equações básicas habitualmente usadas para calcular peças extrudidas, dimensionar ferramentas e seleccionar máquinas ferramenta. Uma vez que o procedimento de cálculo que se usa na trefilagem é muito semelhante ao da extrusão, sendo, nos próximos parágrafos apenas serão apresentadas as equações e os resultados que são efectivamente específicos da trefilagem.

Metodologia de cálculo baseada no método da energia uniforme

1) Determinação da tensão de tracção.
De acordo com o método da energia uniforme, a tensão de tracção, t, aplicada na extremidade de saída do fio pode ser calculada através de (ver *Capítulo 6*),

$$t = \frac{1}{\eta}\sigma_{unif}\,\varepsilon \tag{15.37}$$

Contudo, e à semelhança do que foi efectuado para a extrusão, é habitual recorrer-se a uma equação alternativa, onde o valor da tensão de tracção ideal, t_i, seja corrigido por um coeficiente Q_t que contemple o trabalho redundante e o trabalho de atrito entre o material e a superfície da fieira. Tal expressão, de natureza empírico-experimental, pode ser expressa da seguinte forma,

$$\begin{aligned} t &= Q_t\,\sigma_{unif} \\ Q_t &= (1+\mu\,\mathrm{cotg}\,\alpha)\cdot\phi\cdot\varepsilon = (1+\mu\,\mathrm{cotg}\,\alpha)\cdot\phi\cdot\ln R \end{aligned} \tag{15.38}$$

em que Q_t pode ser interpretado através do problema 15.2), μ é o coeficiente de atrito de Coulomb entre a peça e a fieira, α é o semi-ângulo de abertura da fieira e ϕ é um factor para corrigir a falta de homogeneidade da deformação (deformação redundante), dado por,

$$\begin{aligned} \phi &= 0.88 + 0.12\frac{D_m}{L} = 0.88 + 0.12\cdot\Delta \\ D_m &= \frac{D_0 + D_1}{2} \end{aligned} \tag{15.39}$$

em que D_m é o diâmetro médio do fio, Δ é o parâmetro característico da região em deformação plástica (ver § 12.4.2), e L o comprimento de contacto do fio com a parte inclinada da fieira (zona de trefilagem da fieira, ver figura 15.33).

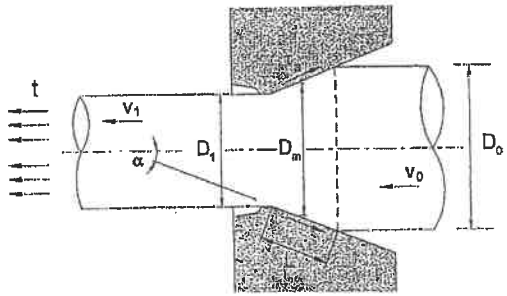


Figura 15.33 Simbologia utilizada no cálculo de peças trefiladas.

No caso da trefilagem se realizar em condições de deformação plana, caso por exemplo da trefilagem de uma barra de secção rectangular, o factor correctivo ϕ deve ser determinado a partir da seguinte expressão (ver problema 15.2),

$$\begin{aligned} \phi &= 0.8 + 0.2\frac{h_m}{L} = 0.8 + 0.2\cdot\Delta \\ h_m &= \frac{h_0 + h_1}{2} \end{aligned} \tag{15.40}$$

em que h_m representa a espessura média da barra trefilada no interior da fieira.

2) Determinação da força de trefilagem.
A força de trefilagem, T, obtém-se multiplicando a tensão de tracção, t, pela área, A_1, da secção transversal do fio,

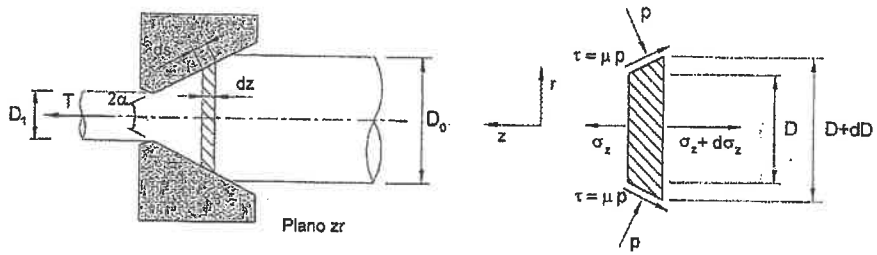
$$T = t\,A_1 = Q_t\,\sigma_{unif}\,A_1 \tag{15.41}$$

Metodologia de cálculo baseada na aplicação do método da fatia elementar

A utilização do método da fatia elementar efectua-se de uma forma análoga à que tinha sido realizada para a extrusão cilíndrica directa (figura 15.34).

Do equilíbrio de forças na direcção longitudinal chega-se à seguinte equação diferencial,

$$(\sigma_z + d\sigma_z)\left\{\frac{\pi}{4}(D+dD)^2\right\} + p\,\mathrm{sen}\,\alpha\left(\pi D\,\frac{dz}{\cos\alpha}\right) + \mu p\,\cos\alpha\left(\pi D\,\frac{dz}{\cos\alpha}\right) = \sigma_z\,\frac{\pi}{4}D^2 \tag{15.42}$$



(a) (b)

Figura 15.34 a) Representação esquemática de uma operação de trefilagem de fio, e do b) pormenor da fatia elementar utilizada no método da fatia elementar.

Esta equação após simplificação, integração e substituição das condições de fronteira da trefilagem fornece a seguinte expressão para calcular a tensão de tracção, t, aplicada na extremidade do fio,

$$t = \frac{\sigma_e (1+B)}{B}\left[1-\left(\frac{D_1}{D_0}\right)^{2B}\right] \qquad (15.43)$$

Nestas condições, a força de trefilagem vem dada por,

$$T = t \cdot A_1 \qquad (15.44)$$

15.2.3 Concepção e projecto de peças trefiladas

Um dos aspectos fundamentais na concepção e projecto de peças trefiladas é o estabelecimento do número de operações (número de passos) indispensáveis à obtenção da redução de secção desejada. Os valores de projecto habitualmente recomendados para a redução máxima de secção por cada passo de trefilagem variam entre os 10% e os 45%. Passos de trefilagem com reduções de secção superiores a 45% podem dar origem ao aparecimento de estricções e roturas e à destruição da película de lubrificante, com a consequente deterioração da qualidade superficial final.

Os limites de enformabilidade das operações de trefilagem já foram abordados durante a apresentação do método da energia uniforme (ver *Capítulo 6*), tendo sido demonstrado que a extensão máxima admissível para uma operação de trefilagem pode ser calculada através de,

$$\varepsilon_{adm} \leq \eta\,(n+1) \qquad (15.45)$$

em que η representa a eficiência energética e n é o expoente de encruamento da relação tensão-extensão do material do fio. A importância desta equação surge do facto dela demonstrar que, do ponto de vista teórico, não é possível trefilar com uma redução de secção superior a cerca de 50%.

A enformabilidade das peças trefiladas pode ser igualmente condicionada pelo aparecimento de roturas em forma de dardo ou seta (ver figura 15.9), pela formação de zonas mortas e pelo aparamento da superfície ('shaving' na terminologia inglesa) que pode surgir à saída da fieira.

As condições que levam ao surgimento de roturas em forma de dardo, ou de seta, explicam-se de uma forma análoga aquela que foi exposta para o processo de extrusão directa (§ 15.1.2). Por outro lado, a formação de zonas mortas ocorre quando o material é trefilado com fieiras desenhadas com ângulos muito grandes, levando a que se origine um mecanismo de escorregamento interno, desencadeado pelas tensões de corte e dando origem à separação de uma zona do material que adere à fieira. A aderência deste material às paredes da fieira processa-se sob a acção de pressões muito elevadas, o que provoca um encruamento substancial desse material e consequentemente dos níveis de dureza, possibilitando, desta forma, a criação de paredes falsas na fieira através da qual se realiza o escoamento do material.

No que se refere ao aparamento, este surge quando o semi-ângulo de abertura da matriz é muito elevado e as condições deixaram de ser propícias à formação da zona morta. Como consequência o material começa a separar-se junto à entrada da fieira e, não havendo condições para sair pela fieira, começa a escoar em sentido contrário, na direcção contrária à da alimentação do material. Na verdade, o aparamento é na sua essência um processo de corte por arranque de apara, durante o qual o núcleo da peça não se deforma, movendo-se através da fieira com velocidade de entrada igual à velocidade de saída.

Na figura 15.35 apresenta-se de modo qualitativo os vários modos de deformação referidos anteriormente em função da tensão de tracção, t, aplicada e do semi-ângulo de abertura, α, da fieira.

Estudos teóricos efectuados com base no método do limite superior permitem obter para a trefilagem de secções cilíndricas a seguinte estimativa para o valor do semi-ângulo de abertura da matriz, $\alpha_{óptimo}$, para o qual corresponde uma tensão de trefilagem mínima (ver problema 15.4),

$$\alpha_{óptimo} = \sqrt{\frac{3}{2}\, m \cdot \ln\left(\frac{D_0}{D_1}\right)} \qquad (15.46)$$

em que m é o factor de atrito. De salientar que o semi-ângulo óptimo aumenta com a redução de trefilagem e com o valor do factor de atrito.

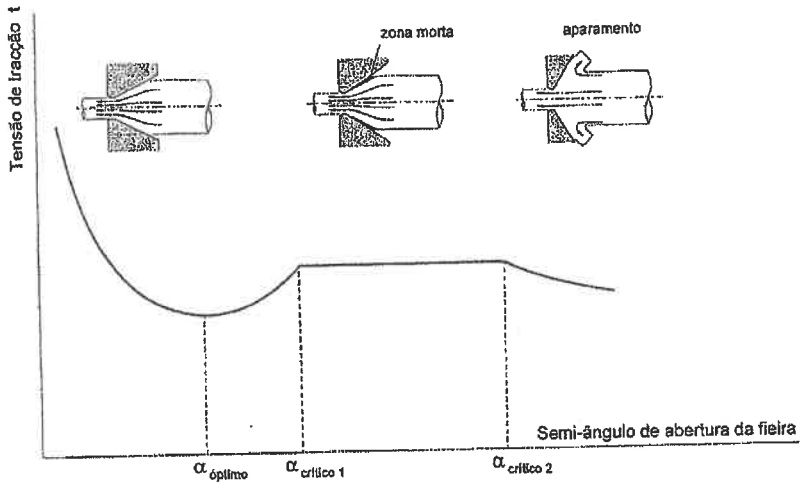


Figura 15.35 Tipos de escoamento do material do fio no interior da fieira em função da tensão de tracção e do semi-ângulo de abertura da fieira.

A figura 15.36 ilustra o desgaste característico das fieiras de trefilagem. Como se pode observar é na entrada da zona de trefilagem que se registam os maiores desgastes em virtude de nessa zona se verificarem pressões elevadas do material sobre a fieira. A acentuação do desgaste nesta zona da matriz é igualmente derivada das variações no diâmetro de entrada da matéria-prima, da presença de partículas abrasivas aderentes à superfície da matéria-prima, e das vibrações mecânicas originadas pelo funcionamento das máquinas-ferramenta.

A utilização de lubrificantes permite reduzir o desgaste das fieiras, baixar a sua temperatura de funcionamento e diminuir a força de tracção. Um dos lubrificantes mais utilizados na trefilagem dos aços carbono e de baixa liga é o sabão. O esquema de lubrificação completo inicia-se com o desengorduramento prévio da superfície da peça, seguido pelo ataque da superfície com ácido e com a deposição de um substrato de conversão (fosfato de zinco, no caso dos aços carbono e de baixa liga), e termina com a lubrificação final com sabão líquido. Alternativamente pode praticar-se um tipo de lubrificação em que a fieira é totalmente imersa no lubrificante (geralmente óleos ou emulsões).

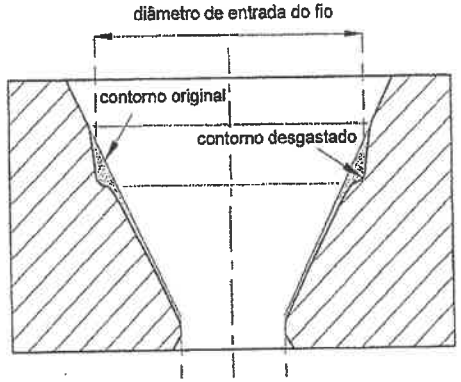
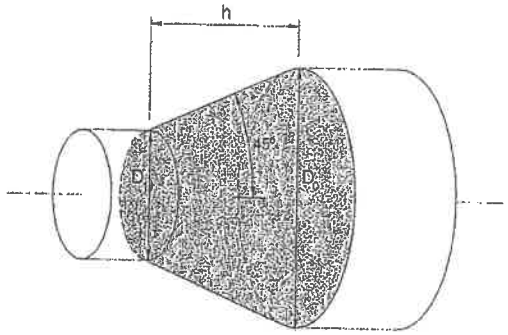


Figura 15.36 Padrão de desgaste característico das fieiras utilizadas na trefilagem de fio.

15.3 Problemas

Problema 15.1

Deduza a equação (15.9) usada para calcular o valor médio da velocidade de deformação para o caso em que o semi-ângulo de abertura da matriz de extrusão é igual a 45º.



Resolução

A figura anterior destaca a geometria da matéria-prima no interior da matriz de extrusão. O correspondente volume de material é igual a,

$$V = \frac{\pi h}{3}\left(\frac{D_0^2}{4} + \frac{D_1^2}{4} + \frac{D_0 D_1}{4}\right)$$

em que h é a altura do tronco de cone que no caso do semi-ângulo de abertura da matriz ser igual a 45º valerá,

$$h = \left(\frac{D_0 - D_1}{2}\right)$$

Substituindo este resultado na equação do volume de material, obtém-se,

$$V = \frac{\pi}{24}\left(D_0^3 - D_1^3\right)$$

Como a taxa volúmica, $\dot{V}$, que atravessa a secção de entrada da matriz por unidade de tempo é igual a,

$$\dot{V} = v_0 \frac{\pi}{4} D_0^2$$

pode-se concluir que o tempo necessário para efectuar o preenchimento completo do volume correspondente à zona cónica da matriz será dado por,

$$t = \frac{V}{\dot{V}} = \frac{D_0^3 - D_1^3}{6 v_0 D_0^2}$$

Considerando que, $D_0^3 >> D_1^3$ pode-se concluir que,

$$t = \frac{V}{\dot{V}} \cong \frac{D_0}{6 v_0}$$

Expressão que permite calcular o valor médio da velocidade de deformação, $\dot{\varepsilon}_{média}$, através de (ver equação (15.9)),

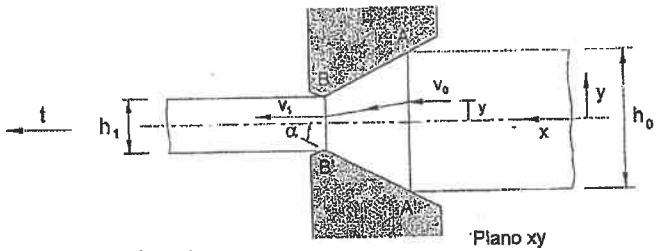
$$\dot{\varepsilon}_{média} = \frac{\varepsilon}{t} = \frac{6 v_0}{D_0}\varepsilon$$

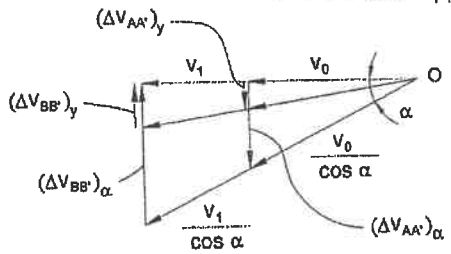
No caso desta dedução ter sido efectuada para um semi-ângulo de abertura da matriz, α, genérico obter-se-ia a equação (15.8),

$$\dot{\varepsilon}_{média} = \frac{6 v_0 D_0^2 \tan\alpha}{D_0^3 - D_1^3}\varepsilon$$

Problema 15.2

Utilize o método do limite superior para determinar a tensão de tracção necessária à realização da operação de trefilagem de uma barra, em condições de deformação plana. A solução limite superior proposta para a resolução do problema encontra-se representada na figura seguinte e considera três descontinuidades de velocidade; duas verticais, uma à entrada e outra à saída da fieira e a terceira na interface de contacto entre o material e a parede da fieira. A figura seguinte inclui igualmente o hodógrafo correspondente à solução proposta.





Resolução

A solução limite superior seleccionada para a resolução do problema assenta na delimitação da zona em deformação plástica através de duas descontinuidades de velocidade verticais *AA'* e *BB'*. A representação parcial do hodógrafo que se encontra ilustrada na figura anterior permite concluir que a descontinuidade de velocidade $\Delta v_{AA'}$ é proporcional à distância y à linha de simetria horizontal do problema,

$$\Delta v_{AA'} = \frac{y}{h_0/2\cos\alpha}\cdot \operatorname{sen}\alpha = y v_0 \frac{2\tan\alpha}{h_0}$$

Pode concluir-se de uma forma análoga que a descontinuidade de velocidade ao longo de *BB'* vale,

$$\Delta v_{BB'} = \frac{y}{h_1/2\cos\alpha}\cdot \operatorname{sen}\alpha = y v_1 \frac{2\cdot\tan\alpha}{h_1}$$

A descontinuidade de velocidade Δv_{AB} ao longo da interface de contacto entre o material e a fieira é proporcional à espessura h da barra e pode ser expressa através de (recorde-se que a conservação de volume determina que $v_0 h_0 = v_1 h_1$),

$$\Delta v_{AB} = \frac{h_0}{h}\frac{v_0}{\cos\alpha}$$

Nestas condições, a potência necessária à deformação plástica do material pode ser obtida através de (apresenta-se a potência por unidade de largura),

$$\frac{dW}{dt} = \int_V \sigma_{ij}\dot{\varepsilon}_{ij}\,dV + \int_{S_D} k|\Delta v|\,dS + \int_{S_A} mk|\Delta v|\,dS =$$

$$= 2k\varepsilon h_0 v_0 + 2\int_0^{h_0/2} k\cdot y v_0 \frac{2\cdot\tan\alpha}{h_0}dy + 2\int_0^{h_1/2} k\cdot y v_1 \frac{2\cdot\tan\alpha}{h_1}dy + 2\int_{h_1}^{h_0} mk\frac{h_0}{h}\frac{v_0}{\cos\alpha}ds$$

$$= 2k\varepsilon h_0 v_0 + \frac{k v_0 h_0 \tan\alpha}{2} + \frac{k v_1 h_1 \tan\alpha}{2} + \int_{h_1}^{h_0} mk\frac{h_0}{h}\frac{v_0}{\cos\alpha}\frac{dh}{\operatorname{sen}\alpha}$$

$$= 2k\varepsilon h_0 v_0 + k v_0 h_0 \tan\alpha + \frac{m k v_0 h_0}{\cos\alpha\cdot\operatorname{sen}\alpha}\cdot\varepsilon$$

em que $\varepsilon = \ln(h_0/h_1)$,

Como a potência fornecida pela tensão de tracção, t, pode ser calculada através de (potência por unidade de largura),

$$\left(\frac{dW}{dt}\right)_{ext} = t\cdot v_0 h_0 = t\cdot v_1 h_1$$

Pode obter-se (por igualdade entre as duas equações anteriores) o seguinte valor para a tensão de tracção adimensional, o qual deverá ser aplicada na trefilagem de uma barra em condições de deformação plana,

$$\frac{t}{2k}=Q_t=\varepsilon+\frac{\tan\alpha}{2}+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\varepsilon=\left(1+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{1}{2}\tan\alpha$$

Esta equação pode ser interpretada como o somatório das contribuições parciais relativas à deformação homogénea, ao atrito e à deformação redundante. Esta mesma equação permite também fundamentar teoricamente o coeficiente de correcção Q_t, de natureza empírico-experimental, que foi anteriormente proposta para o cálculo tensão de tracção através do método da energia uniforme, dado pela equação (15.38) para deformação axissimétrica e pela equação (15.40), para condições de deformação plana,

$$\begin{aligned}Q_t &= (1+\mu\ cotg\,\alpha)\cdot\phi\cdot\varepsilon\\ &= (1+\mu\ cotg\,\alpha)(0.8+0.2\cdot\Delta)\cdot\varepsilon\\ &\approx 0.8\mu\ cotg\,\alpha\cdot\varepsilon+(0.8+0.2\cdot\Delta)\cdot\varepsilon\\ &\approx\frac{m}{2\alpha}\cdot\varepsilon+(0.8+0.2\cdot\Delta)\cdot\varepsilon\end{aligned}$$

e,

$$\begin{aligned}Q_t &= \varepsilon+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\varepsilon+\frac{1}{2}\tan\alpha\\ &\approx\varepsilon+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\varepsilon+\frac{\Delta}{4}\varepsilon\\ &\approx\frac{m}{2\alpha}\varepsilon+(1+0.25\cdot\Delta)\varepsilon\qquad com\qquad \alpha<30^\circ\ e\ r<0.5\end{aligned}$$

Demonstra-se através de um procedimento análogo ao que foi efectuado para a trefilagem de uma barra que a tensão de tracção adimensional aplicada na trefilagem de fio é igual a;

$$\frac{t}{2k}=\varepsilon+\frac{2\tan\alpha}{3}+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\varepsilon=\left(1+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{2}{3}\tan\alpha$$

É igualmente possível através deste resultado dar fundamento teórico à expressão do coeficiente de correcção da tensão de tracção, Q_t, de natureza empírico-experimental que é utilizado na aplicação do método da energia uniforme (ver equações (15.38) e (15.39)),

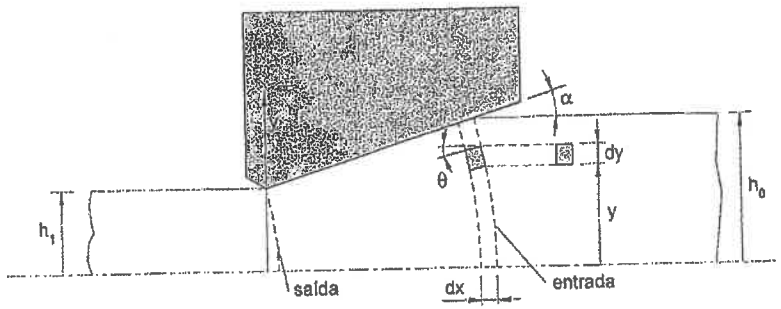
$$\begin{aligned}Q_t &= (1+\mu\ cotg\,\alpha)\cdot\phi\cdot\varepsilon\\ &= (1+\mu\ cotg\,\alpha)(0.88+0.12\cdot\Delta)\cdot\varepsilon\\ &\approx 0.88\mu\ cotg\,\alpha\cdot\varepsilon+(0.88+0.12\cdot\Delta)\cdot\varepsilon\\ &\approx\frac{m}{2\alpha}\cdot\varepsilon+(0.88+0.12\cdot\Delta)\cdot\varepsilon\end{aligned}$$

e,

$$\begin{aligned}Q_t &= \varepsilon+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\varepsilon+\frac{2}{3}\tan\alpha\\ &\approx\varepsilon+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\varepsilon+\frac{\Delta}{6}\varepsilon\\ &\approx\frac{m}{2\alpha}\varepsilon+(1+0.17\cdot\Delta)\varepsilon\qquad com\qquad \alpha<30^\circ,\ r<0.5\end{aligned}$$

Problema 15.3

Determine o acréscimo de tensão provocado pelo trabalho redundante que é despendido pelo material na entrada e na saída da região em deformação plástica durante as operações de trefilagem e extrusão em condições de deformação plástica plana.



Resolução

O trabalho redundante está relacionado com o trabalho produzido pelas tensões de corte no instante em que o material atravessa as superfícies que delimitam a entrada e a saída da região em deformação plástica. Considerando que este trabalho é apenas responsável pela rotação do elemento de volume genérico que se encontra representado na figura, pode concluir-se que o incremento de trabalho redundante por unidade de volume na superfície de entrada da região em deformação plástica pode ser calculado através de,

$$dw_r = \tau \cdot \gamma$$
$$= k \cdot \tan\theta \cong k \cdot \theta$$

Assumindo que o ângulo θ varia linearmente com a distância y à linha de simetria horizontal de acordo com a expressão a seguir indicada (a qual respeita a condição de fronteira angular na interface de contacto com a matriz, $y = h_0 \;\; \theta = \alpha$),

$$\theta = \frac{y}{h_0}\alpha$$

Assim, o incremento de trabalho redundante total será dado por (admite-se que a dimensão da peça é unitária na direcção do eixo dos z),

$$dW_r = k \cdot \left(\frac{y}{h_0}\alpha\right) dx\, dy$$

O trabalho redundante total na superfície de entrada obtém-se por integração da equação anterior,

$$W_r = \int_{s_{De}} dW_r = 2k \cdot \left(\frac{dx}{h_0}\alpha\right) \int_0^{h_0} y\, dy = k \cdot h_0\, \alpha\, dx$$

Como o volume de material que atravessa a região de entrada é aproximadamente igual a $2h_0\, dx$, pode finalmente escrever-se a expressão que permite calcular o valor do trabalho redundante por unidade de volume através de,

$$w_r = \frac{W_r}{V} = \frac{k \cdot h_0\, \alpha\, dx}{2h_0\, dx} = \frac{k}{2}\alpha$$

No caso de se utilizar o critério de plasticidade de Tresca pode reescrever-se a equação anterior em função do valor da tensão limite de elasticidade, ou seja,

$$w_r = \frac{\sigma_e}{4}\alpha$$

ou,

$$w_r = \frac{\sigma_{unif}}{4}\alpha$$

no caso do material apresentar encruamento.

Este resultado permite concluir que o acréscimo de tensão σ_r a aplicar na extrusão e na trefilagem em condições de deformação plana é igual ao valor do trabalho redundante por unidade de volume (deve considerar-se o trabalho redundante associado às superfícies de entrada e saída da região em deformação plástica),

$$\sigma_r = \frac{2}{4}\sigma_{unif}\,\alpha = \frac{1}{2}\sigma_{unif}\,\alpha$$

Para melhor compreender o resultado que se acabou de obter, basta considerarem-se as expressões para o cálculo da tensão de tracção adimensional aplicada na trefilagem de uma barra em condições de deformação plana, que foram deduzidas no problema anterior,

$$\frac{t}{2k}=\left(1+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{1}{2}\tan\alpha$$

Facilmente se conclui que o último termo desta expressão corresponde ao acréscimo de tensão normalizada provocada pelo trabalho redundante.

Poder-se-ia também demonstrar que caso as operações de extrusão e trefilagem possuíssem simetria axial de revolução se obteria o seguinte valor para o trabalho redundante por unidade de volume (considerando o critério de plasticidade de von Mises),

$$\sigma_r=\frac{2}{3}\sigma_{uni}\,\alpha$$

A analogia deste resultado com o trabalho redundante incluído na expressão do cálculo da tensão de tracção adimensional aplicada na trefilagem de fio é imediata (ver novamente o problema anterior),

$$\frac{t}{2k}=\left(1+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{2}{3}\tan\alpha$$

Problema 15.4

Considere a operação de trefilagem estudada no problema 15.2. Para a solução proposta neste problema determine o valor do semi-ângulo de abertura da matriz para o qual corresponde uma tensão de trefilagem mínima, $\alpha_{óptimo}$.

Resolução

No § 15.2.3, referente à concepção e projecto de peças trefiladas, foi afirmado que o semi-ângulo de abertura para o qual corresponde uma tensão de trefilagem mínima pode ser calculado através da equação (15.46),

$$\alpha_{óptimo}=\sqrt{\frac{3}{2}\,m\cdot\ln\left(\frac{D_0}{D_1}\right)}$$

Considerando a tensão de trefilagem, t, determinada no problema 15.2, com base no método do limite superior, o valor óptimo do semi-ângulo de abertura da fieira obtém-se a partir de,

$$\frac{\partial t}{\partial\alpha}=0$$

Então, para o caso da trefilagem de uma barra em condições de deformação plana, vem,

$$\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\frac{t}{2k}\right)=\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\left(1+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{1}{2}\tan\alpha\right)$$

$$\cong\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\left(1+\frac{m}{2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{1}{2}\alpha\right)=0$$

obtendo-se após simplificação,

$$\alpha_{óptimo}=\sqrt{m\,\varepsilon}$$

No caso de se tratar da trefilagem de fio, virá,

$$\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\frac{t}{2k}\right)=\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\left(\frac{\sigma_e}{2k}+\frac{m}{\operatorname{sen}2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{2}{3}\tan\alpha\right)\cong\frac{\partial}{\partial\alpha}\left(\left(\frac{\sigma_e}{2k}+\frac{m}{2\alpha}\right)\varepsilon+\frac{2}{3}\alpha\right)=0$$

que depois de simplificada fornece a equação (15.46), ou seja,

$$\alpha_{\text{óptimo}}=\sqrt{\frac{3}{4}m\varepsilon}=\sqrt{\frac{3}{4}m\cdot\ln\left(\frac{D_0}{D_1}\right)^2}=\sqrt{\frac{3}{2}m\cdot\ln\left(\frac{D_0}{D_1}\right)}$$

Problema 15.5

Considere a operação de extrusão cilíndrica directa de um varão em aço carbono com 15 mm de diâmetro e 45 mm de altura destinada a reduzir a área da secção transversal em 60%. A relação tensão-extensão do aço carbono foi obtida por intermédio de ensaios de compressão uniaxial, tendo-se obtido,

$$\bar{\sigma}=685.2\,\bar{\varepsilon}^{0.185}\ \text{MPa}\qquad\text{com}\qquad\sigma_{0.2}=300\ \text{MPa}$$

Antes de serem extrudidos os varões foram lubrificados com uma solução de sabão, o que permitiu assegurar na operação um coeficiente de atrito muito baixo; $m=0.05$. Nestas condições determine:

a) A tensão limite de elasticidade do material depois de extrudido.

b) A força máxima de extrusão utilizando o método da energia uniforme.

c) A força máxima de extrusão utilizando o método da fatia elementar.

d) A energia necessária à realização da operação de extrusão, admitindo que o punção se desloca 29 mm.

Resolução

a) Como a geometria do varão após extrusão continua a ser cilíndrica não sendo, por isso, necessário determinar a geometria elementar equivalente. Então, a área da secção transversal do perfil extrudido, A_1, calcula-se a partir do valor da redução de secção, r, indicado no enunciado, ou seja,

$$r=\frac{A_0-A_1}{A_0}\qquad\text{e}\qquad A_0=\pi\cdot\left(\frac{15}{2}\right)^2=176.71\,\text{mm}^2$$

$$A_1=A_0\,(1-r)=176.71\times(1-0.6)=70.69\,\text{mm}^2$$

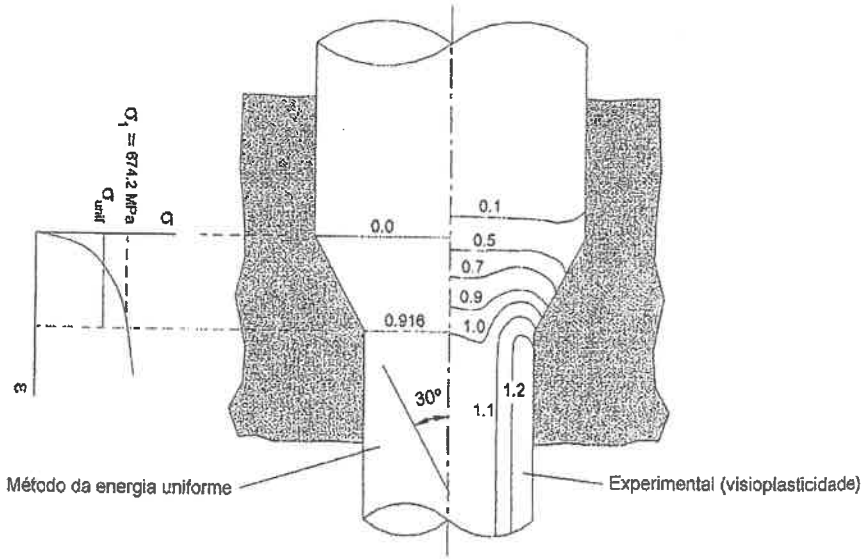
A relação de extrusão, R, calcula-se através do quociente entre a área da secção transversal inicial, A_0, e a área da secção transversal final, A_1, (equação (15.2)),

$$R=\frac{A_0}{A_1}=\frac{176.71}{70.69}=2.5$$

A extensão verdadeira, ε, à saída da matriz de extrusão pode será então calculada usando a equação (15.3),

$$R = \frac{A_0}{A_1} = \frac{176.71}{70.69} = 2.5$$

Este valor de extensão, ε_1, à saída da matriz, que resulta da aplicação do método da energia uniforme, pode ser comparado com o resultado experimental obtido por intermédio de técnicas experimentais de visioplasticidade (referência [16])



Nestas condições, o valor da tensão limite de elasticidade do material extrudido pode ser calculado através de,

$$\sigma = 685.2\ \varepsilon^{0.185} = 685.2\ (0.916)^{0.185} = 674.2 \text{ MPa}$$

b) Para calcular a força máxima de extrusão começa por se determinar o valor médio da tensão efectiva (equação (15.10),

$$\sigma_{unif} = \frac{K\varepsilon^n}{n+1} = \frac{685.2 \times (0.916)^{0.185}}{1.185} = 568.9 \text{ MPa}$$

O passo seguinte consiste em calcular o cooeficiente de correcção da pressão, Q_p, para se contabilizar o facto da deformação plástica não ser homogénea (equação (15.14),

$$Q_p = 0.8 + 1.2 \times \varepsilon = 0.8 + 1.2 \times 0.916 = 1.9$$

A pressão máxima que é exercida pelo punção resulta da soma da pressão p_e (equação (15.15)) com o acréscimo de pressão p_a devida ao atrito entre o material e o contentor de extrusão (equação (15.16)), sendo então dada por,

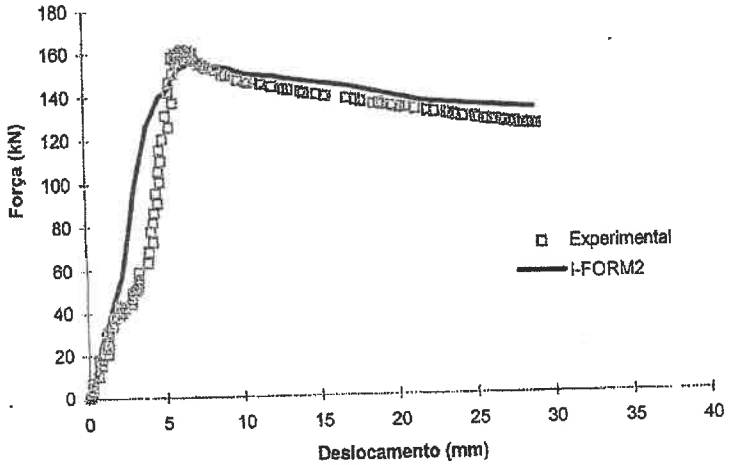
$$\tau_a = m\,k = m \times \frac{\sigma_{0.2}}{2} = 0.05 \times \frac{300}{2} \cong 7.5 \text{ MPa}$$

$$p_{e_{directa}} = \sigma_{unif} Q_p + 4\,\tau_a \frac{l}{D_0} = 568.9 \times 1.9 + 4 \times 7.5 \times \frac{45}{15} = 1080.91 + 90 = 1170.91 \text{ MPa}$$

Finalmente, a força máxima de extrusão obtém-se multiplicando a pressão de extrusão, $p_{e_{directa}}$, pela área inicial, A_0, da secção transversal da matéria-prima,

$$F_{max} = p_{e_{directa}} A_0 = 1170.91 \times 176.71 = 206\,911.5 \text{ N} \cong 207 \text{ kN}$$

Conforme se pode observar na figura seguinte, o valor obtido para a força de extrusão excede o valor experimental e o que foi obtido por intermédio do programa de elementos finitos i-FORM2 em cerca de 25%.



c) O cálculo da força máxima de extrusão através do método da fatia elementar faz intervir uma forma modificada da equação (15.34) que entra em linha de conta com o encruamento do material,

$$p_e = \frac{\sigma_{unif}(1+B)}{B}\left[1-\left(\frac{D_0}{D_1}\right)^{2B}\right] \quad \text{com} \quad B = \mu\frac{1}{\tan\alpha}$$

Substituindo os dados do problema na equação anterior, obtém-se,

$$D_1 = \sqrt{\frac{4A_1}{\pi}} = \sqrt{\frac{4\times 70.69}{\pi}} = 9.49 \text{ mm}$$

$$B = \mu\frac{1}{\tan\alpha} \cong \frac{m}{\sqrt{3}}\frac{1}{\tan\alpha} = \frac{0.05}{\sqrt{3}}\frac{1}{\tan(30°)} = 0.05$$

$$p_e = \frac{568.9\,(1+0.05)}{0.05}\left[1-\left(\frac{15}{9.49}\right)^{2\times 0.05}\right] = 559.65 \text{ MPa}$$

A pressão obtida anteriormente não contabiliza a parcela correspondente ao atrito do material no contentor. Então, o acréscimo de pressão devido ao atrito será dado por,

$$\tau_a = m\,k = m\times\frac{\sigma_{0.2}}{2} = 0.05\times\frac{300}{2} \cong 7.5 \text{ MPa}$$

$$p_{e_{directa}} = p_e + 4\,\tau_a\frac{l}{D_0} = 559.65 + 4\times 7.5\times\frac{45}{15} = 559.65 + 90 = 649.65 \text{ MPa}$$

A força máxima de extrusão obtém-se por intermédio da multiplicação da pressão de extrusão, $p_{e_{directa}}$, pela área inicial, A_0, da secção transversal da matéria-prima,

$$F_{max} = p_{e_{directa}}\,A_0 = 649.65\times 176.71 = 114799.7 \text{ N} \cong 115 \text{ kN}$$

Conforme se pode concluir pela análise da figura anterior, a estimativa de força fornecida pelo método da fatia elementar é inferior à registada experimentalmente e também à obtido por intermédio do programa de elementos finitos I-FORM2. A explicação para este resultado deve-se ao facto da solução obtida pelo método da fatia elementar ser estaticamente admissível e, portanto, não contabilizar o efeito do trabalho redundante.

d) A energia necessária para realizar a operação de extrusão corresponde à área da figura anterior que se encontra delimitada pela curva força-deslocamento e pelo eixo das abcissas. O valor obtido por integração numérica fornece um valor $W \cong 3600$ J. Para obter uma estimativa da energia necessária à extrusão por intermédio do método da energia uniforme recorre-se à seguinte expressão (ver analogia com a equação (14.36), utilizada no cálculo de peças forjadas em matriz fechada),

$$W = \sigma_{und}\,\varepsilon V_e\,Q_e$$

em que V_e é o volume de material extrudido (correspondente ao deslocamento total do punção - 29 mm) e Q_e o coeficiente de correcção da energia. Como se trata de uma operação simples com valores de atrito muito reduzidos admite-se $Q_e = 1.2$, obtendo-se,

$$W = \sigma_{unif}\,\varepsilon V_e\,Q_e$$
$$= 568.9\times 0.916\times\left(\pi\frac{15^2}{4}\times 29\right)\times 1.2 = 3204\,665.4 \text{ Nmm} \cong 3205 \text{ J}$$

A estimativa obtida apresenta um desvio de 11% relativamente ao valor obtido experimentalmente.

Bibliografia

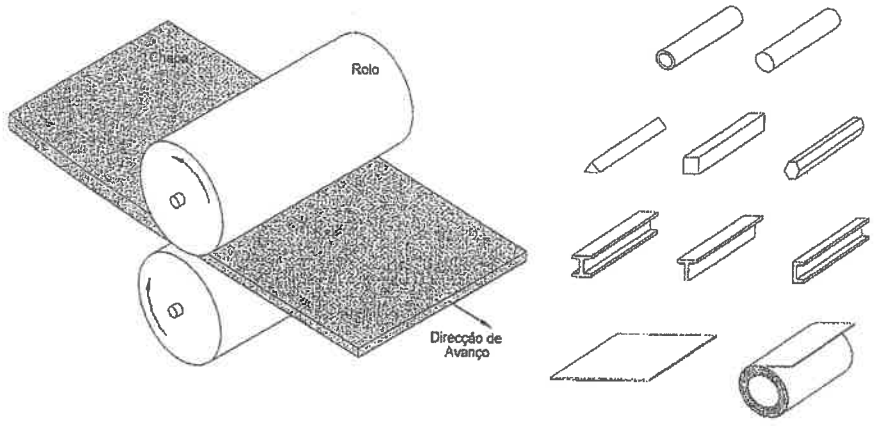
1. Johnson W. and Mellor P. B., Engineering plasticity, Van Nostrand Reinhold, 1973.
2. Source book on cold forming, ASM, 1975.
3. Slater R. A. C., Engineering plasticity, McMillan, 1977.
4. Laue K. and Stenger H., Extrusion: processes, machinery, tooling, Strangpressen, 1981.
5. Altan T., Oh S. and Gegel H., Metal forming: fundamentals and applications, ASM, 1983.
6. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
7. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
8. Forming and forging, Metals Handbook, ASM, 1988.
9. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
10. Dieter G. E., Mechanical metalurgy, McGraw Hill, 1990.
11. Die design handbook, SME, 1990.
12. Martins P. A. F., Tecnologia mecânica I, AEIST, 1993.
13. Hosford F. W. and Caddell R., Metal forming: mechanics and metallurgy, Prentice-Hall, 1993.
14. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
15. Gouveia B. P. P. A., Rodrigues J. M. C., Bay N. e Martins P. A. F., Deformation analysis of the round-to-square extrusion: A numerical and experimental investigation, Finite Elements in Analysis and Design, 35, 269-282, 2000.
16. Alves M. L., Rodrigues J. M. C., Grácio J. J. e Martins P. A. F., Precision forging of gears: Experimental and theoretical investigation", XX SENAFOR, Brasil, 2000.
17. Gouveia B. P. P. A., Estudos teóricos e experimentais no domínio da enformabilidade e do regime estacionário de processos de deformação plástica na massa, Tese de Doutoramento, IST, 2003.
18. Bay N., Comunicação particular, 2004.

16. LAMINAGEM

16.1 Introdução

A laminagem é um processo de deformação plástica na massa, no qual o material é forçado a passar entre dois rolos (cilindros) que rodam em sentido oposto, com a mesma velocidade periférica, e estão distanciados entre si de um valor inferior à espessura do material que vai ser deformado (ver figura 16.1 a)). A propulsão do material durante a laminagem é efectuada pelas forças de atrito, embora possam também ser aplicadas forças exteriores criando tensões quer de propulsão quer de contra-propulsão.

O material ao passar entre os dois rolos sofre deformação plástica, a espessura é reduzida e o comprimento e a largura são aumentados. A laminagem é utilizada tanto na produção de produtos planos, por exemplo, chapas finas e grossas, como no fabrico de produtos não planos, como seja o caso de varões, tubos, barras e perfis estruturais. A figura 16.1 b) mostra alguns exemplos de peças que podem ser produzidas por laminagem.



(a) (b)

Figura 16.1 a) Processo básico de laminagem de produto plano e b) alguns produtos metálicos habitualmente fabricados por laminagem.

A laminagem ocupa um lugar de destaque entre os processos de deformação plástica, uma vez que cerca de 90% dos materiais metálicos utilizados pela indústria

transformadora são, algures no decurso do seu processamento, submetidos a operações de laminagem. Não obstante, o processo de laminagem requer elevados investimentos quer em equipamento, quer em ferramentas, o que exige que este processo tecnológico tenha que ser aplicado para produzir grandes quantidades de produtos, geralmente com formas e dimensões normalizadas.

A figura 16.2 mostra uma estação de uma linha de laminagem de produção de chapa de aço.

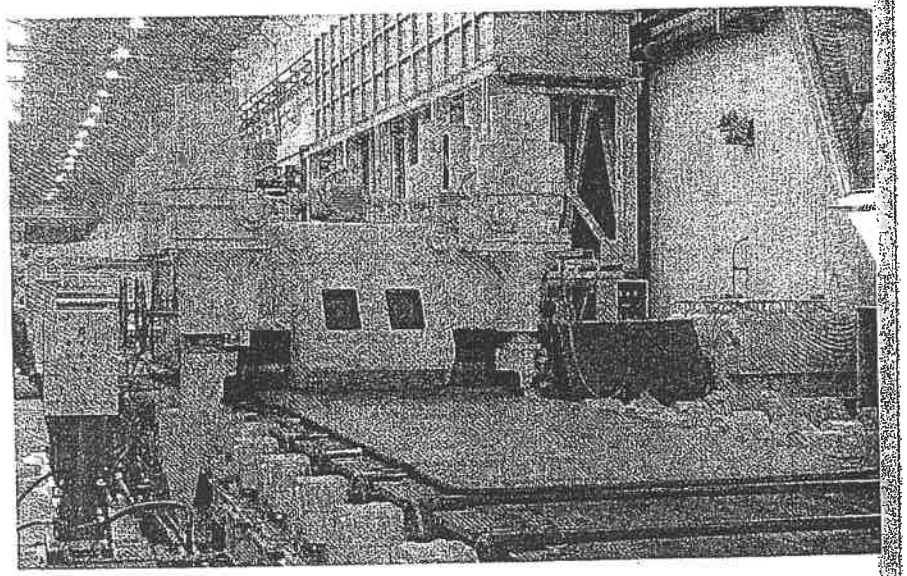


Figura 16.2 Laminagem de produtos planos de aço [16].

A grande maioria dos processos de laminagem é realizada a quente em consequência dos valores de deformação que são exigidos na transformação dos produtos. Adicionalmente, a laminagem a quente tem a vantagem de praticamente não introduzir tensões residuais nos produtos fabricados e de as suas propriedades serem isotrópicas. Contudo, trata-se de um processo em que o controlo dimensional é particularmente difícil, para além da qualidade superficial dos produtos transformados ser má, em virtude da camada de óxidos superficiais que sempre se forma. Por este motivo, é usual depois das operações a quente proceder-se a operações de laminagem a frio, destinadas a aumentar a resistência do material, a controlar dimensionalmente e a melhorar a qualidade dos produtos fabricados.

Neste capítulo analisa-se a laminagem de produtos planos a quente e a frio, seguindo-se a laminagem de produtos não planos, fazendo-se referência a alguns dos processos especiais de laminagem, para além de se apresentarem os principais tipos de laminadores usados industrialmente.

16.2 Laminagem de produtos planos

A figura 16.3 representa esquematicamente uma operação de laminagem de chapa plana. A chapa com uma espessura inicial igual a h_0 é deformada plasticamente entre os rolos do laminador que rodam com uma velocidade periférica igual a v_r, sofrendo uma redução de espessura progressiva que lhe confere uma espessura final igual a h_1.

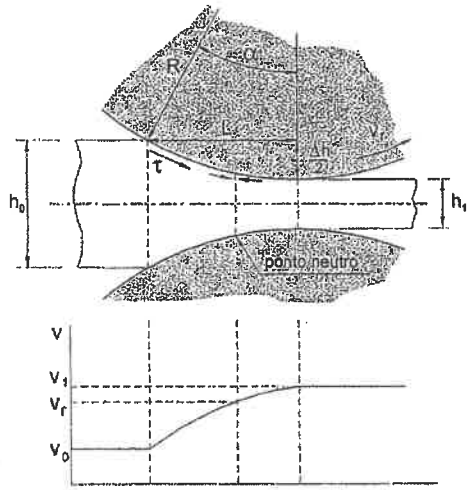


Figura 16.3 Laminagem de chapa plana. Representação esquemática da distribuição de velocidades, da posição do ponto neutro e do sentido e direcção das tensões tangenciais de atrito aplicadas pelo rolo à chapa.

É habitual definir-se redução de laminagem, através do quociente,

$$r = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \qquad (16.1)$$

No que diz respeito às velocidades que se desenvolvem durante este processo tecnológico, verifica-se que a velocidade tangencial da chapa vai aumentando da entrada para a saída (ver figura 16.3), onde atinge um valor máximo igual a,

$$v_1 = v_0 \frac{h_0}{h_1} \tag{16.2}$$

Para determinar a velocidade da equação anterior considerou-se que a deformação plástica era plana, ou seja, que a largura da chapa permanece constante antes e após deformação. Adicionalmente admitiu-se que a deformação plástica do material era incompressível (*Capítulo 4*).

O ponto localizado na superfície de contacto entre o rolo e a chapa para o qual as velocidades tangenciais da chapa e do rolo se igualam, designa-se ponto neutro. Este ponto, e a superfície que lhe está associada, caracteriza-se pela ausência de escorregamento relativo entre a chapa e o rolo não existindo, portanto, sobre ele aplicadas quaisquer tensões tangenciais de atrito. À esquerda do ponto neutro, o rolo move-se mais depressa do que a chapa e as tensões de atrito actuam no sentido de arrastarem o material para a zona compreendida entre os rolos de laminagem. À direita do ponto neutro, a chapa move-se mais depressa do que os rolos, e, portanto, as tensões de atrito vão estar orientadas no sentido oposto ao do movimento da chapa, isto é, contrariando a saída da chapa.

É habitual na análise de um processo de laminagem quantificar o escorregamento da chapa em relação ao rolo na zona de saída através do coeficiente de escorregamento posterior, s, o qual é dado por,

$$s = \frac{v_1 - v_r}{v_r} \tag{16.3}$$

Em face do que acabou de ser exposto conclui-se que o atrito desempenha um papel fundamental no processo de laminagem. Esta importância é inclusive extensível à própria alimentação da chapa, a qual para poder ser efectuada de um modo automático, ou seja, sem a intervenção do operador, deve cumprir a condição de arrastamento que em seguida se irá apresentar.

Considere-se, para o efeito, a figura 16.4 onde se representa esquematicamente a chapa no início da operação de laminagem. Por acção da força radial, F_r, normal à superfície do rolo, desenvolve-se uma força tangencial de atrito, F_t, que, de acordo com o modelo de atrito de Amonton-Coulomb, é calculada através de, $\mu = F_t / F_r$ (ver *Capítulo 11*). A condição necessária para que a chapa seja arrastada pelos rolos no início da operação de

laminagem obtém-se através da seguinte relação entre as componentes horizontais das forças representadas na figura 16.4,

$$F_t \cos\alpha > F_r \sin\alpha \tag{16.4}$$

o que é equivalente a afirmar,

$$\mu = \frac{F_t}{F_r} > \tan\alpha \quad \rightarrow \quad \beta > \alpha \tag{16.5}$$

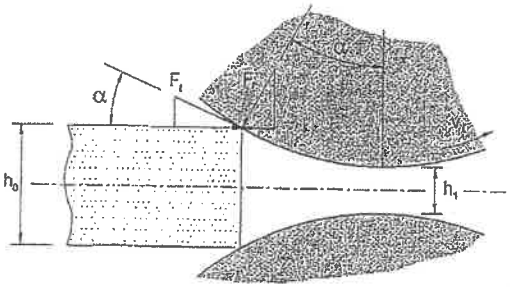


Figura 16.4 Representação esquemática das forças aplicadas no início da operação de laminagem.

Conclui-se assim que apenas existirá arrastamento (ou seja, alimentação automática), quando o ângulo de atrito, β, for superior ao ângulo de contacto, α. Convém, no entanto, salientar que o ângulo de contacto, α, aumenta à medida que a redução de laminagem se vai tornando mais elevada. Consequentemente, será necessário ir aumentando o atrito ou recorrer a forças auxiliares para se continuar a assegurar a condição de arrastamento necessária ao início da laminagem.

A máxima redução de espessura admissível para a laminagem de chapas planas é função das características tribológico-dimensionais do laminador, nomeadamente do coeficiente de atrito e do raio dos rolos. Se for F_t a força tangencial total que promove o movimento da chapa e F_r a força radial total aplicada na zona em deformação plástica, a condição limite de arrastamento será igualmente dada por, $\beta > \alpha$. O valor do ângulo de contacto é então dado por,

$$\tan\alpha = \frac{L}{R - \Delta h/2} = \frac{\sqrt{R^2 - (R - \Delta h/2)^2}}{R - \Delta h/2} \cong \frac{\sqrt{R\Delta h}}{R} = \sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \tag{16.6}$$

em que Δh representa a variação de espessura, R é o raio do rolo e L o comprimento do arco de contacto, medido sobre a superfície do rolo entre os pontos extremos localizados na entrada e na saída da região em deformação plástica. Como o raio dos rolos é geralmente muito maior do que a espessura da chapa ($R >> h$) é razoável admitir-se que o arco de contacto pode ser substituído pela sua projecção horizontal (ver figura 16.3). Nestas condições, pode concluir-se que a máxima redução admissível de espessura que possibilita o arrastamento da chapa para o interior da região de laminagem vem dada por,

$$\Delta h_{max} = (\tan \alpha)^2 R = \mu^2 R \qquad (16.7)$$

Através desta relação conclui-se que quanto maior for o coeficiente de atrito, μ, tanto maior é a redução de espessura admissível, e que, na ausência de atrito, não é possível efectuar qualquer redução de espessura, ou seja, a operação de laminagem é inviável. De facto, a ausência de atrito faz com que os rolos de laminagem escorreguem sobre a chapa, não desenvolvendo força de atrito suficiente para puxar o material para o interior da zona de trabalho.

É interessante verificar que após a chapa ter sido arrastada para o interior da zona de trabalho, a laminagem prossegue normalmente sem que volte a existir qualquer tipo de problemas de arrastamento. Efectivamente, considerando um ponto genérico da chapa localizado sobre o arco de contacto e ao qual corresponda um ângulo de contacto $\alpha' < \alpha$, a condição de arrastamento contínuo nesse ponto expressa-se através de,

$$F_t \cos \alpha' > F_r \sin \alpha' \qquad (16.8)$$

Equação que permite estabelecer a seguinte relação entre o coeficiente de atrito e o ângulo de contacto,

$$\mu = \frac{F_t}{F_r} > \tan \alpha' \qquad (16.9)$$

É óbvio que esta condição se irá verificar sempre que a condição de arrastamento inicial tenha sido satisfeita, pois $\alpha > \alpha'$.

16.2.1 Laminagem de chapas a frio

A laminagem de chapas pode ser efectuada a quente ou a frio. A laminagem a frio é utilizada para produzir chapas com acabamento superficial e tolerâncias dimensionais melhores do que as que se conseguem obter por laminagem a quente. O encruamento que resulta da redução de espessura na laminagem a frio pode também ser aproveitado

para melhorar as propriedades mecânicas das chapas e, consequentemente, dos produtos que, a partir delas, forem fabricados. A laminagem de chapas a frio dá origem a estruturas metalúrgicas caracterizadas por terem uma orientação preferencial, resultante da rotação e alongamento dos grãos na direcção de laminagem de maneira a acomodar a deformação que é aplicada pelos rolos[1]. Esta orientação preferencial dos grãos está na base do fenómeno de anisotropia que é típico do comportamento mecânico das chapas finas laminadas a frio.

A laminagem a frio é principalmente utilizada na produção de chapas com espessuras inferiores a 1 mm, usando como matéria-prima as bobinas de chapa que são previamente obtidas a partir da laminagem a quente dos lingotes. A tabela 16.I indica as tolerâncias dimensionais que são habitualmente obtidas através deste processo.

Espessura mm)	Largura < 125 mm	125 mm < Largura < 250 mm	250 mm < Largura
0.1	±0.008 a ±0.01	±0.01 a ±0.02	±0.015 a ±0.02
1	±0.03 a ±0.04	±0.035 a ±0.05	±0.045 a ±0.06

Tabela 16.I Tolerâncias de espessura para chapas laminadas a frio

O cálculo de chapas laminadas a frio pode ser efectuado através de qualquer um dos métodos de análise referidos anteriormente. Um processo de cálculo expedito e muito utilizado consiste em estabelecer uma analogia entre o material situado na zona em deformação plástica, compreendida entre os rolos de laminagem, e o material situado entre os pratos de compressão de uma operação de forjamento em matriz aberta. Tendo em consideração esta analogia, começa por se apresentar a metodologia de cálculo baseada no método da energia uniforme (ver *Capítulo 6*).

Metodologia de cálculo baseada no método da energia uniforme

O procedimento utilizado no cálculo de chapas laminadas a frio é semelhante ao que foi descrito no capítulo anterior para o cálculo de peças extrudidas. Desta forma a metodologia a seguir assenta nos seguintes procedimentos básicos:

1) Determinação da projecção horizontal do arco de contacto do rolo com a chapa.
   Com o objectivo de se estabelecer uma analogia entre a laminagem e a compressão em condições de deformação plana, começa por se determinar a

[1] A 'orientação preferencial' dos grãos também é designada por textura e consiste no alinhamento preferencial de certos planos cristalográficos segundo a direcção na qual a deformação é máxima.

projecção horizontal, L, do arco de contacto do material com o rolo de laminagem (ver figura 16.3), a qual é dada por,

$$L = \sqrt{R^2 - (R - \Delta h/2)^2} \cong \sqrt{R\,\Delta h} \qquad (16.10)$$

2) Determinação da extensão verdadeira à saída.
Para determinar a extensão verdadeira à saída, ε_1, admite-se que a laminagem se processa segundo condições de deformação plástica plana segundo a direcção da largura. Esta hipótese é perfeitamente admissível porque, na generalidade dos casos, a dimensão da chapa segundo a largura (direcção do eixo dos z) é várias ordens de grandeza superior ao valor da espessura (direcção do eixo dos y). Então, nestas condições pode escrever-se,

$$\varepsilon_z = 0 \;\text{ e }\; \varepsilon_x = -\varepsilon_y \qquad (16.11)$$

Deste modo, a extensão verdadeira à saída da região em deformação plástica (extensão efectiva)[2] vem dada por,

$$\varepsilon_1 = \bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3}\left[(\varepsilon_x - \varepsilon_y)^2 + (\varepsilon_x - \varepsilon_z)^2 + (\varepsilon_y - \varepsilon_z)^2\right]^{\frac{1}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}}\,\varepsilon_y = 1.15 \ln\frac{h_0}{h_1} \qquad (16.12)$$

Interessa porém salientar que a condição de deformação plana utilizada na análise da laminagem de chapa plana é uma aproximação do fenómeno físico, uma vez que a redução de espessura é sempre acompanhada por alongamento longitudinal e lateral. O alongamento lateral, que se despreza na hipótese de deformação plana, é tanto mais significativo quanto maior for o quociente entre a espessura e a largura da chapa, e entre a espessura da chapa e o diâmetro dos rolos de laminagem (figura 16.5).

3) Determinação da tensão no interior da região em deformação plástica.
Atendendo a que a laminagem é um processo estacionário, e que a chapa vai sendo progressivamente deformada à medida que vai atravessando a zona situada entre os rolos do laminador, deverá utilizar-se o valor médio da tensão efectiva, σ_{unif}, para caracterizar o estado de tensão no interior da região em deformação plástica. Este procedimento está em conformidade com a discussão que foi efectuada durante a apresentação do método da energia uniforme (ver *Capítulo 6*).

[2] O símbolo ε_1 representa a extensão verdadeira à saída da região em deformação plástica e não deve ser confundido com a extensão principal.

Exemplifica-se a determinação de σ_{unif} para o caso dum material que possua uma curva tensão-extensão do tipo Ludwik-Hollomon, $\sigma = K\varepsilon^n$,

$$\sigma_{unif} = \frac{K\varepsilon_1^{\,n}}{n+1} \quad \text{em que} \quad \varepsilon_1 = \bar{\varepsilon} \qquad (16.13)$$

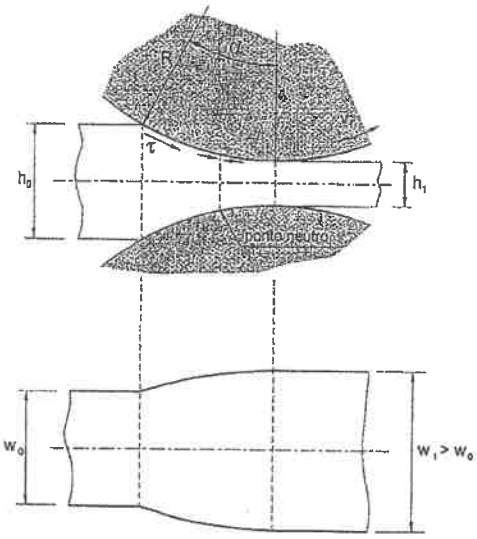
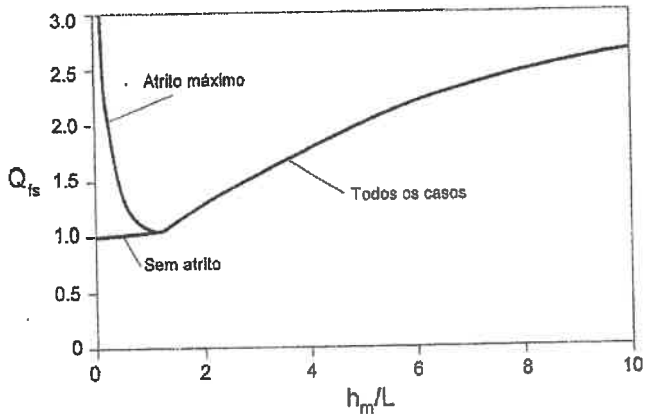


Figura 16.5 Alongamento lateral na laminagem de chapas planas.

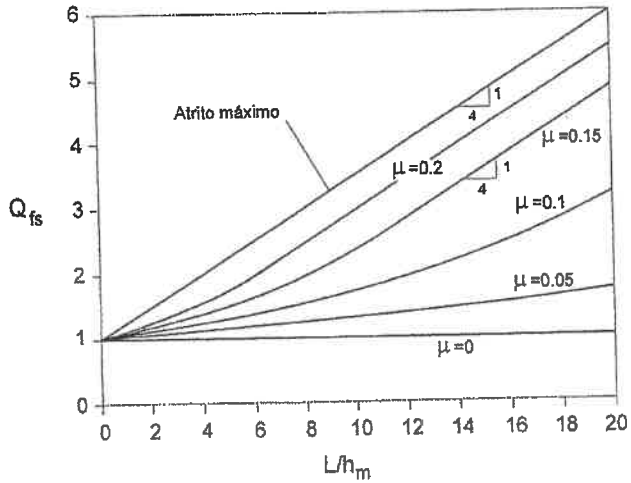
4) Determinação da força de separação dos rolos
Verificando-se condições de atrito suficientes para realizar a operação de laminagem, a força de separação, F_s, isto é, a força que o material exerce no sentido de afastar os rolos de laminagem, poderá ser obtida através de,

$$F_s = \sigma_{unif}\, L w \cdot Q_{fs} \qquad (16.14)$$

em que w é a largura da chapa e Q_{fs} o coeficiente de correcção que entra em consideração com o atrito e com a relação dimensional h/L da operação de laminagem. O coeficiente de correcção Q_{fs} utilizado no cálculo da força de separação dos rolos é determinado nos ábacos da figura 16.6.



(a)



(b)

Figura 16.6 Ábacos para determinar o coeficiente de correcção Q_{fs} utilizado no cálculo da força de separação dos rolos (ver problema 16.2); a) quando $h_m/L>1$ e b) quando $h_m/L<1$.

A utilização destes ábacos exige que se determine a espessura média de laminagem, h_m, entre a entrada e a saída da região em deformação plástica, dada por,

$$h_m = \frac{h_0 + h_1}{2} \tag{16.15}$$

Desta forma, quando a espessura média de laminagem for superior à projecção horizontal do arco de contacto do material com o rolo de laminagem, $h_m/L>1$, deverão predominar os efeitos relacionados com a deformação plástica não-homogénea e o ábaco a utilizar deverá ser o da figura 16.6 a). Quando, pelo contrário, $h_m/L<1$, deverão predominar os efeitos devidos ao atrito e o ábaco a utilizar deverá ser o da figura 16.6 b).

5) Determinação do momento e da potência de laminagem.
Para determinar o momento de laminagem considera-se que a força de separação dos rolos, F_s, actua a meio do arco de contacto, L. Nestas condições, o braço do momento valerá $L/2$ e, como existem dois rolos motores, o valor do momento total de laminagem, vem dado por,

$$M = F_s L \tag{16.16}$$

A potência de laminagem será então obtida através de,

$$P = M\omega \tag{16.17}$$

em que ω é a velocidade angular dos rolos de laminagem.
A determinação do estado de tensão no interior da região em deformação plástica e da distribuição da pressão aplicada na superfície dos rolos de laminagem exige que a análise do processo seja efectuada com um método mais sofisticado do que aquele que foi exposto anteriormente, caso por exemplo, do método da fatia elementar.

Metodologia de cálculo baseada no método da fatia elementar

Considere-se a operação de laminagem de chapa, em condições de deformação plana, representada esquematicamente na figura 16.7 (ver *Capítulo 7*). Efectuando o equilíbrio de forças na direcção longitudinal pode estabelecer-se a seguinte equação diferencial (o sinal ± pretende representar as fatias situadas à direita e à esquerda

do ponto neutro, as quais possuem tensões de corte originadas por atrito com sentidos opostos),

$$(\sigma_x + d\sigma_x)(h+dh) + 2pR\,d\phi \sin\phi \pm 2\mu p R\,d\phi \cos\phi - \sigma_x h = 0 \qquad (16.18)$$

Simplificando esta equação com a eliminação dos termos de ordem superior, obtém-se,

$$\sigma_x dh + h d\sigma_x = -2pR\,d\phi\,(\sin\phi \pm \mu\cos\phi) \qquad (16.19)$$

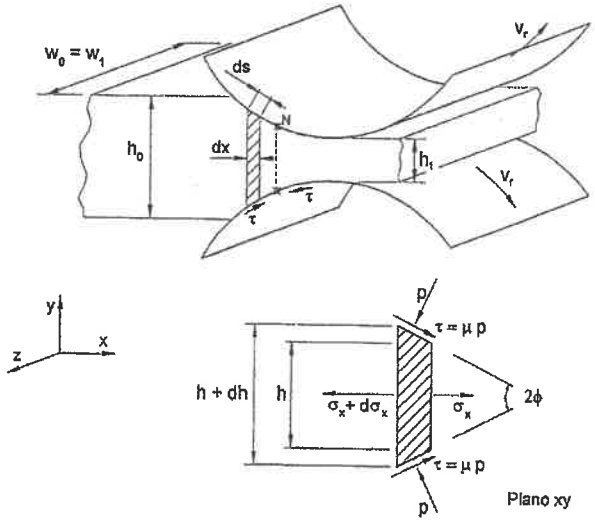


Figura 16.7 Representação esquemática de uma operação de laminagem de chapa plana evidenciando o pormenor do elemento de volume usado na aplicação do método da fatia elementar.

Considerando que o ângulo ϕ da equação (16.19) é reduzido e que $\sin\phi \cong \phi$ e $\cos\phi \cong 1$, pode efectuar-se a seguinte simplificação,

$$\sigma_x dh + h d\sigma_x = d(h\sigma_x) = -2pR\,d\phi\,(\phi \pm \mu) \qquad (16.20)$$

Admitindo que x e y são direcções principais e que, por isso, as tensões σ_x e σ_y são tensões principais que se mantêm constantes no plano da fatia elementar, pode

relacionar-se o valor destas duas tensões entre si aplicando o critério de plasticidade de Tresca. Para tal, determina-se previamente o valor da tensão σ_y através da realização de um equilíbrio de forças na direcção y,

$$\sigma_y dx + p\cos\phi\,ds = \pm\,\mu p \sin\phi\,ds \qquad (16.21)$$

Atendendo à relação geométrica,

$$\cos\phi = \frac{dx}{ds} \qquad (16.22)$$

pode obter-se a seguinte relação entre a tensão σ_y e a pressão p aplicada na ferramenta,

$$\sigma_y = -p \pm \mu p \tan\phi = -p\,(1 \mp \mu\tan\phi) \qquad (16.23)$$

como os valores de ϕ e de μ são pequenos, a equação anterior pode simplificar-se introduzindo a hipótese de $\mu\tan\phi << 1$, chegando-se a,

$$\sigma_y \cong -p \qquad (16.24)$$

Como ambas as tensões σ_y e σ_x são tensões principais, pode-se relacionar a pressão p com a tensão axial aplicando o critério de plasticidade de Tresca, $\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_x - (-p) = 2k = \overline{\sigma}$. Ficam, desta forma, criadas as condições para se proceder à eliminação de uma variável, transformando a equação diferencial (16.20) numa equação diferencial de variáveis separáveis,

$$d\left[h(\overline{\sigma} - p)\right] = -2pR\,d\phi\,(\phi \pm \mu) \qquad (16.25)$$

Esta equação pode ser igualmente representada sob a forma alternativa que se indica a seguir,

$$\frac{d}{d\phi}\left[\overline{\sigma} h\left(1 - \frac{p}{\overline{\sigma}}\right)\right] = -2pR\,(\phi \pm \mu) \qquad (16.26)$$

Desenvolvendo a derivada do lado esquerdo da equação, obtém-se a seguinte relação diferencial,

$$\overline{\sigma} h \frac{d}{d\phi}\left(1 - \frac{p}{\overline{\sigma}}\right) + \left(1 - \frac{p}{\overline{\sigma}}\right)\frac{d(\overline{\sigma} h)}{d\phi} = -2pR\,(\phi \pm \mu) \qquad (16.27)$$

Esta equação, da autoria de von Karman, possui uma integração analítica muito complexa. Contudo, pode efectuar-se uma integração aproximada se for tido em consideração que o segundo termo do lado esquerdo da equação pode ser desprezado, uma vez que $d(\bar{\sigma}h) \cong 0$. Esta simplificação matemática encontra fundamentação fenomenológica no facto do aumento da tensão efectiva, resultante do encruamento, se ir verificando à medida que a espessura da chapa no interior da região em deformação plástica for diminuindo. Nestas condições, obtém-se a seguinte equação diferencial simplificada,

$$\bar{\sigma} h \frac{d}{d\phi}\left(1-\frac{p}{\bar{\sigma}}\right) = -2pR\ (\phi \pm \mu) \tag{16.28}$$

ou, alternativamente,

$$\bar{\sigma} h \frac{d}{d\phi}\left(\frac{p}{\bar{\sigma}}\right) = 2pR\ (\phi \pm \mu) \tag{16.29}$$

Como a espessura h num ponto material, situado na região em deformação plástica, se relaciona com a variação angular através de,

$$h = h_1 + 2R(1-\cos\phi) \cong h_1 + R\phi^2 \qquad \cos\phi \cong 1-\frac{\phi^2}{2} \tag{16.30}$$

substituindo a equação (16.30) na equação (16.29) obtém-se,

$$\frac{d}{d\phi}\left(\frac{p}{\bar{\sigma}}\right) = 2R\frac{p}{\bar{\sigma}}\frac{(\phi \pm \mu)}{h_1 + R\phi^2} \tag{16.31}$$

a qual pode ser organizada em termos de variáveis separáveis da seguinte forma,

$$\frac{d\left(\frac{p}{\bar{\sigma}}\right)}{\frac{p}{\bar{\sigma}}} = \frac{2\phi\, d\phi}{\frac{h_1}{R}+\phi^2} \pm \frac{2\mu\, d\phi}{\frac{h_1}{R}+\phi^2} \tag{16.32}$$

Equação que pode ser integrada analiticamente, obtendo-se,

$$\ln\left(\frac{p}{\bar{\sigma}}\right) = \ln\left(\frac{h_1}{R}+\phi^2\right) \pm 2\mu\frac{1}{\sqrt{\frac{h_1}{R}}}\, arctg\left(\frac{\phi}{\sqrt{\frac{h_1}{R}}}\right) + Cte \tag{16.33}$$

Designando,

$$H = 2\sqrt{\frac{R}{h_1}}\, arctg\left(\sqrt{\frac{R}{h_1}}\phi\right) \tag{16.34}$$

pode reescrever-se a equação (16.33) na seguinte forma condensada,

$$\ln\left(\frac{p}{\bar{\sigma}}\right) = \ln\left(\frac{h}{R}\right) \pm \mu H + Cte \tag{16.35}$$

Esta equação pode ser dividida em duas partes distintas; uma que corresponde à parcela válida para a região da entrada, dada por,

$$\frac{p^-}{\bar{\sigma}} = C_1\frac{h}{R}\exp^{-\mu H} \tag{16.36}$$

e outra parcela válida para a região da saída, dada por,

$$\frac{p^+}{\bar{\sigma}} = C_2\frac{h}{R}\exp^{+\mu H} \tag{16.37}$$

O cálculo das constantes de integração C_1 e C_2 faz-se impondo as condições de fronteira intrínsecas ao processo tecnológico,

$$\begin{aligned} &\text{Entrada:} \quad \phi = \alpha \quad h = h_0 \\ &\text{Saída:} \quad \phi = 0 \quad h = h_1 \end{aligned} \tag{16.38}$$

ou,

$$\begin{aligned} &\text{Entrada:} \quad C_1 = \frac{R}{h_0}\exp^{\mu H_0} \quad H_0 = H(\alpha) \\ &\text{Saída:} \quad C_2 = \frac{R}{h_1} \end{aligned} \tag{16.39}$$

Resultado que permite reescrever as equações (16.36) e (16.37) da seguinte forma,

$$\begin{aligned} &\text{Entrada:} \quad \frac{p^-}{\bar{\sigma}} = \frac{R}{h_0}\exp^{\mu H_0}\frac{h}{R}\exp^{-\mu H} = \frac{h}{h_0}\exp^{\mu(H_0-H)} \\ &\text{Saída:} \quad \frac{p^+}{\bar{\sigma}} = \frac{R}{h_1}\frac{h}{R}\exp^{\mu H} = \frac{h}{h_1}\exp^{\mu H} \end{aligned} \tag{16.40}$$

A análise da equação (16.40) permite concluir que pressão de contacto é função da espessura da chapa, do coeficiente de atrito, da resistência mecânica do material e da posição angular ao longo do arco de contacto (ver figuras 16.8 e 16.9). A pressão de contacto apresenta uma variação do tipo colina de atrito e o seu valor aumenta com a resistência mecânica do material, com o coeficiente de atrito e com a relação geométrica R/h_1.

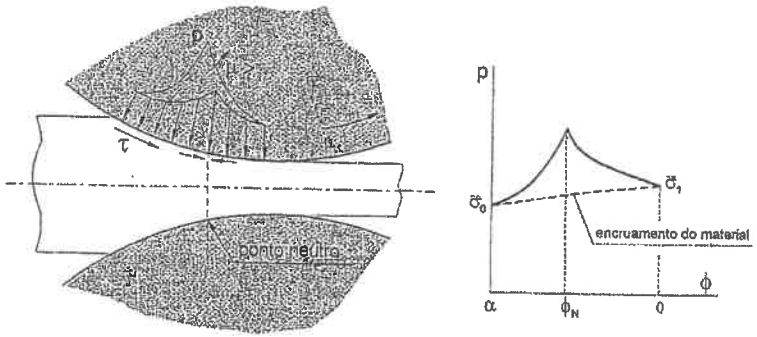


Figura 16.8 Representação esquemática da variação de pressão ao longo do arco de contacto entre o material e o rolo de laminagem. Este tipo de variação de pressão é habitualmente designado por colina de atrito, resultante da analogia que se pode estabelecer entre a laminagem de chapa plana e a compressão entre pratos direitos, em condições de deformação plana.

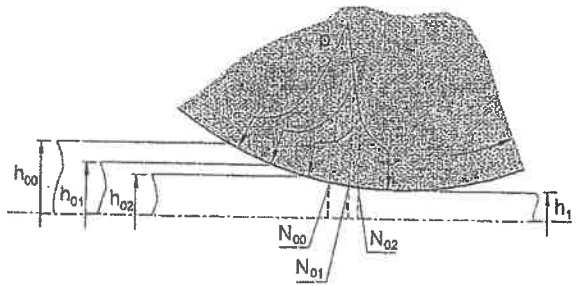


Figura 16.9 Representação esquemática da variação de pressão ao longo do arco de contacto entre o material e o rolo de laminagem, em função da redução de espessura da chapa. (Nota: N_{0i} representa o ponto neutro associado à espessura inicial, h_{0i}, da chapa).

Da análise da figura 16.8 constata-se igualmente que o ponto neutro se desloca para a saída da chapa à medida que o atrito diminui, uma vez que se torna necessário que uma parcela maior do arco de contacto esteja sujeita a tensões de corte que puxem a chapa para a zona de trabalho, isto para que continuem a verificar-se as condições de arrastamento inicial e contínuo.

Em termos genéricos, pode determinar-se a localização do ponto neutro igualando as duas parcelas da equação (16.40),

$$\frac{p^-}{\bar{\sigma}} = \frac{p^+}{\bar{\sigma}} \quad \Rightarrow \quad \frac{h}{h_0}\exp^{\mu(H_0-H_N)} = \frac{h}{h_1}\exp^{\mu H_N} \tag{16.41}$$

ou, alternativamente,

$$\frac{h_0}{h_1} = \exp^{\mu(H_0-2H_N)}$$

$$H_N = \frac{1}{2}\left(H_0 - \frac{1}{\mu}\ln\frac{h_0}{h_1}\right) \tag{16.42}$$

Este resultado permite obter, após substituição da equação (16.42) na equação (16.34), o seguinte valor para o ângulo de contacto correspondente ao ponto neutro, ϕ_N,

$$\phi_N = \sqrt{\frac{h_1}{R}}\tan\left(\sqrt{\frac{h_1}{R}}\cdot\frac{H_N}{2}\right) \tag{16.43}$$

No caso da operação de laminagem se efectuar com tensões aplicadas nas superfícies de entrada, σ_0, e de saída, σ_1, demonstra-se que a evolução da pressão de contacto se modifica para a forma que se apresenta na figura 16.10, à qual correspondem as seguintes variações,

$$\text{Entrada:} \quad p^- = (\bar{\sigma} - \sigma_0)\frac{h}{h_0}\exp^{\mu(H_0-H)}$$

$$\text{Saída:} \quad p^+ = (\bar{\sigma} - \sigma_1)\frac{h}{h_1}\exp^{\mu H} \tag{16.44}$$

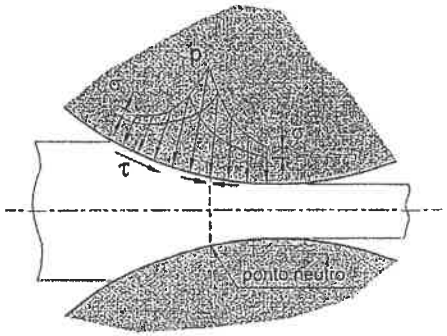


Figura 16.10 Representação esquemática da variação de pressão ao longo do arco de contacto entre o material e o rolo de laminagem em função do valor das tensões aplicadas à entrada σ_0 e à saída σ_1 da chapa.

A força de separação dos rolos determina-se multiplicando a área correspondente ao arco de contacto entre a chapa e o material pela distribuição de pressão, obtendo-se,

$$F_s = \int_0^{\phi_N} p w R \, d\phi + \int_{\phi_N}^{\alpha} p w R \, d\phi \qquad (16.45)$$

Contudo, este mesmo cálculo pode ser efectuado de um modo aproximado a partir da equação (16.45) quando o atrito for reduzido através de,

$$F_s \cong L w p_m \qquad p_m \cong \sigma_{uni} \qquad (16.46)$$

O momento de laminagem calcula-se então a partir de,

$$M = \int_0^{\phi_N} \mu p w R^2 \, d\phi + \int_{\phi_N}^{\alpha} \mu p w R^2 \, d\phi \qquad (16.47)$$

ou, de uma forma expedita, através da equação (16.16), $M = F_s L$. Por outro lado, a potência de laminagem será calculada aplicando a equação (16.17).

16.2.2 Defeitos de laminagem

A força de separação, F_s, aplicada sobre os rolos de laminagem tende a deformá-los, levando a que a chapa depois de laminada deixe de ter uma espessura constante ao

longo da secção transversal, apresentando uma espessura maior na zona central do que nas extremidades dos rolos, conforme se mostra esquematicamente na figura 16.11 b).

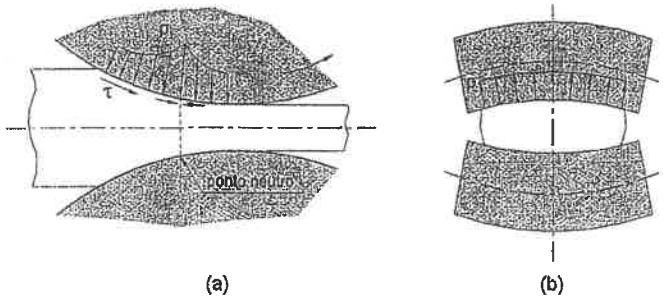


Figura 16.11 a) Distribuição de pressão entre os rolos e a chapa durante a laminagem e b) flexão dos rolos de laminagem (exagerada), provocada pela força de separação.

Esta situação acarreta uma espessura de chapa não uniforme no sentido da largura, o que provoca na chapa um alongamento maior na zona dos bordos do que na região central, podendo provocar a ondulação da chapa após laminagem, conforme se mostra na figura 16.12 a).

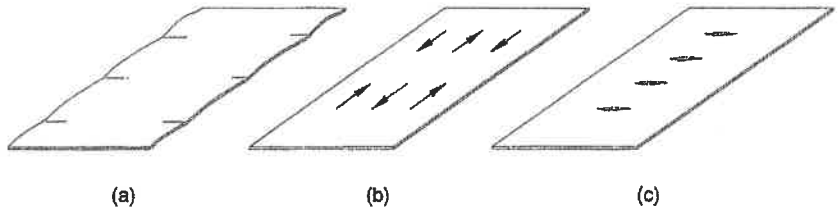


Figura 16.12 Defeitos provocados pela flexão dos rolos dos laminadores; a) ondulação da chapa, b) tensões residuais de tracção na região central e de compressão junto aos bordos e c) fendas na região devido às tensões residuais.

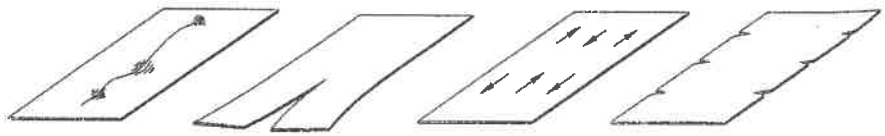
O maior alongamento da chapa na zona dos bordos do que na região central dos rolos tem como consequência o aparecimento de tensões residuais de tracção no centro e de compressão na periferia (ver figura 16.12 b)). Em resultado destas tensões podem

aparecer, na zona central, fendas perpendiculares à direcção de laminagem (ver figura 16.12 c)). Estes tipos de defeitos acentuam-se à medida que a chapa laminada é mais fina. Existem duas formas distintas de evitar os efeitos decorrentes da flexão dos rolos:

1) A primeira técnica consiste em utilizar rolos com uma geometria que compense a respectiva deformação. Devem, para tal, ser usados rolos com uma forma geométrica semelhante à de um barril, com o diâmetro a decrescer ligeiramente do centro para a periferia. Na laminagem de chapa plana a diferença entre os raios do centro e da extremidade dos rolos (designada por camber) é geralmente inferior a 0.25 mm.

2) A segunda técnica consiste na utilização de laminadores de quatro rolos, já que os cilindros de trabalho, por serem de pequena dimensão, originam forças de separação menores e portanto estão sujeitos a um esforço de flexão menos acentuado. Acresce ainda o facto deste tipo de montagem de rolos aumentar a rigidez global do sistema (ver § 16.5).

Quando o camber dos rolos for excessivo podem surgir outro tipo de defeitos, como sejam os que podem surgir durante a laminagem sob a forma de deformações locais (figura 16.13 a)) ou a eventual fractura da chapa (figura 16.13 b)). Porém, a natureza das tensões residuais, que são de sentido oposto aquele que foi indicado na figura 16.12, isto é, tensões de compressão na zona central e de tracção na periferia da chapa (figura 16.13 c)), podem dar origem ao aparecimento de fissuras nos bordos da chapa (figura 16.13 d)).



(a) (b) (c) (d)

Figura 16.13 Defeitos que podem ocorrer na laminagem de chapa plana quando o camber dos rolos é excessivo; a) deformações locais, b) fractura segundo a direcção de laminagem, c) tensões residuais de compressão na zona central e de tracção na periferia e d) fissuras originadas pelas tensões residuais.

A flexão dos rolos dos laminadores é habitualmente acompanhada de um efeito adicional de achatamento elástico da superfície de contacto dos rolos com a chapa. Este efeito de achatamento elástico acarreta um aumento localizado do raio do rolo, $R' > R$, o qual pode ser calculado através da seguinte expressão proposta por Hitchcock,

$$\frac{R'}{R} = 1 + \frac{16\,F_s\left(1-\nu^2\right)}{\pi E\, w\left(h_0 - h_1\right)} \tag{16.48}$$

em que ν é o coeficiente de Poisson e E o módulo de elasticidade.

Um outro tipo de defeito que pode ocorrer durante a operação de laminagem é a abertura da chapa em forma de 'boca de jacaré' (figura 16.14).

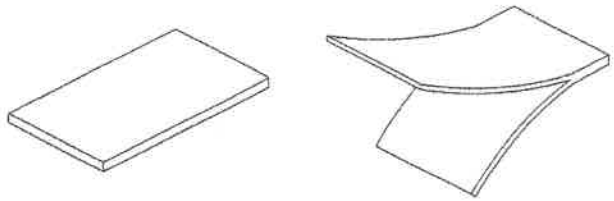


Figura 16.14 Abertura da chapa em forma de 'boca de jacaré' durante a laminagem.

Este defeito pode ter origem na falta de homogeneidade da deformação plástica do material durante a operação de laminagem ou na presença de defeitos ou cavidades no lingote original proveniente do vazamento. Este defeito aparece com alguma frequência na laminagem de lingotes de alumínio.

16.2.3 Laminagem de chapas a quente

A laminagem a quente é usada nas primeiras operações de laminagem efectuadas sobre os lingotes fundidos, com o intuito de promover reduções de espessura mais elevadas, tendo por objectivo produzir blocos ou placas para o fabrico de barras ou chapas[3].

A estrutura metalúrgica das chapas fabricadas por laminagem a quente resulta da sobreposição de dois efeitos; (i) o da evolução da deformação com o tempo, $\varepsilon(t)$, e (ii) o da variação da temperatura com o tempo, $T(t)$. A evolução da deformação com o tempo é

[3] A laminagem a quente é utilizada no fabrico de chapas com espessuras que variam na gama compreendida entre os 0.8 e os 6 mm e larguras inferiores a 2300 mm.

imposta pelo laminador, mais concretamente, pela velocidade de rotação dos rolos de laminagem, a qual é geralmente elevada por questões de produtividade[4]. A evolução da temperatura com o tempo resulta dos fenómenos de condução, radiação e convecção, envolvendo o material da chapa, o ambiente e os rolos de laminagem, para além do trabalho de deformação plástica que é dissipado sob a forma de calor.

A combinação das evoluções $\varepsilon(t)$ e $T(t)$ durante a laminagem de chapas a quente determina que o comportamento tensão-extensão do material da chapa na região em deformação plástica seja semelhante ao que se encontra representado na figura 16.15 a).

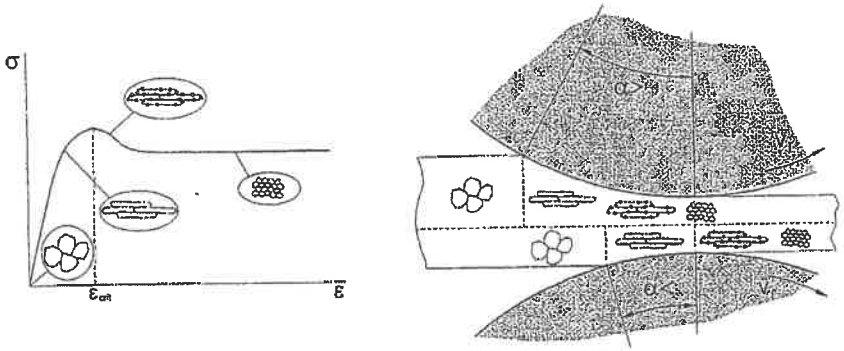


Figura 16.15 Laminagem de chapas a quente; a) curva tensão-extensão do material na gama de velocidades de deformação e de temperaturas características da laminagem a quente e b) estrutura metalúrgica típica da laminagem de chapas a quente. A metade superior e inferior representam dois níveis de redução distintos.

Esta evolução é típica do fenómeno de recristalização dinâmica e permite justificar a razão pela qual os grãos deformados e alongados pela acção dos rolos de laminagem, ao passarem por um processo recristalização, formem novos grãos promovendo a regeneração completa da estrutura metalúrgica. No caso da redução de espessura ser elevada a recristalização tem lugar ainda na região em deformação plástica. Pelo contrário, quando a redução de espessura é mais baixa a recristalização irá surgir na parte final da operação de laminagem (ver figura 16.15 b)). Convém, no entanto, referir

[4] Na laminagem de chapas a quente é habitual registarem-se velocidades de deformação, $\dot{\bar{\varepsilon}}$, da ordem de grandeza dos 25 a 250 s^{-1}.

que o fenómeno da recristalização será tanto mais rápida, quanto mais elevada for a temperatura do material[5].

A recristalização e a correspondente regeneração da estrutura metalúrgica são exclusivas da laminagem a quente, já que a laminagem a frio se desenrola a temperaturas inferiores à temperatura de recristalização. Na laminagem a frio prevalece o efeito do encruamento da matéria-prima e, por isso, se compreende que os aços carbono laminados a frio possuam maiores coeficientes de encruamento ($n = 0.2 \sim 0.25$) do que os laminados a quente ($n = 0.1$)[6].

A metodologia a aplicar para calcular uma operação de laminagem de chapa a quente deve ter em consideração que o comportamento mecânico do material se caracteriza por existir um equilíbrio entre a velocidade de encruamento e a de amaciamento. Este facto determina que o efeito do encruamento não vai sendo acumulado e, desse modo, a deformação plástica do material irá dar-se a valores de tensão aproximadamente constante (ver figura 16.15 a)).

O cálculo da força de separação dos rolos e da potência na laminagem a quente pode ser efectuado de uma forma análoga à que foi efectuada para a laminagem de chapas a frio. No caso de se aplicar o método da energia uniforme a principal diferença, para a laminagem a frio, reside no cálculo de uma velocidade de deformação média, $\dot{\varepsilon}_{média}$, e na obtenção de um valor médio (constante) de tensão no interior da região em deformação plástica. σ_{unif}, através das curvas tensão-velocidade de deformação que caracterizam o comportamento viscoplástico do material.

A velocidade de deformação média na região em deformação plástica, $\dot{\varepsilon}_{média}$, obtém-se dividindo a extensão verdadeira à saída, equação (16.12), pelo intervalo de tempo necessário para que um elemento de volume genérico atravesse a totalidade da zona em deformação plástica delimitada pelos rolos de laminagem. Como este intervalo de tempo pode ser calculado de um modo aproximado por, $\Delta t = L/v_r$, o valor da velocidade de deformação média[7], vem dado por,

$$\dot{\varepsilon}_{média} = \frac{\Delta\varepsilon}{\Delta t} = 1.15\,\frac{v_r}{L}\ln\frac{h_0}{h_1} \qquad (16.49)$$

[5] Como a gama de temperaturas característica da laminagem de chapas a quente (800ºC-1200ºC, no caso dos aços) é notoriamente superior à temperatura de recristalização então, a recristalização deverá iniciar-se e ficar terminada em intervalos de tempo muito reduzidos (tipicamente segundos ou fracções de segundo).

[6] Este facto pode ser determinante na selecção de chapas para operações de estampagem.

[7] O factor multiplicativo 1.15 destina-se a fazer a correcção da velocidade de deformação média para condições de deformação plástica plana, $\dot{\bar{\varepsilon}}_{média} = \left(2/\sqrt{3}\right)\dot{\varepsilon}_{média}$.

O valor médio de tensão no interior da região em deformação plástica calcula-se a partir da lei de comportamento tensão-velocidade de deformação, $\sigma = C\dot{\varepsilon}^m$, obtendo-se,

$$\sigma_{unif} = C\dot{\varepsilon}^m_{média} \qquad (16.50)$$

O cálculo da força de separação dos rolos, do momento e da potência de laminagem efectuam-se por intermédio das equações (16.14), (16.16) e (16.17), respectivamente.

O efeito do atrito é muito significativo na laminagem a quente, de tal modo que a tensão de corte devida ao atrito pode ser aproximada ao valor da tensão limite de elasticidade em corte puro, $\tau \approx k$. Tendo em consideração que o material é incompressível este facto determina que as distribuições de velocidades possuam valores mais elevados no centro da chapa e valores mais reduzidos na interface de contacto entre o rolo e a chapa.

16.3 Laminagem de produtos não-planos

O termo laminagem de produtos não-planos é habitualmente utilizado para designar o conjunto de operações de laminagem que se encontram associadas à produção de varão, barra, perfis estruturais normalizados (perfis *H*, *I*, *L*, *T*, *U*), (figuras 16.1 b) e 16.16), e perfis estruturais de geometria complexa (figura 16.17).

Os produtos não-planos são laminados a quente, de uma forma progressiva, em trens de laminagem que fazem intervir conjuntos sucessivos de rolos que são atravessados pelo material durante a sua progressão no sentido longitudinal. O planeamento dos passes intermédios e a concepção e o projecto dos correspondentes conjuntos de rolos é uma tarefa complicada que envolve bastante experiência.

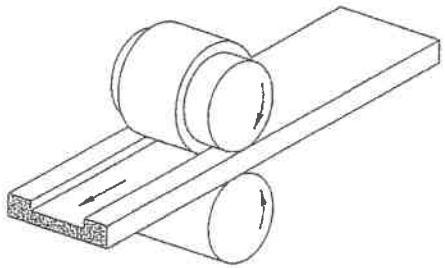


Figura 16.16 Representação esquemática da laminagem de um produto não-plano (perfil *U*).

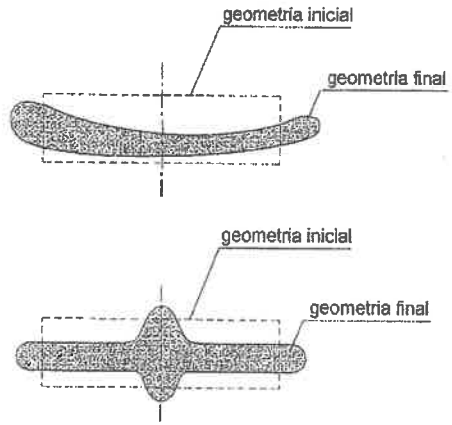


Figura 16.17 Representação esquemática da geometria inicial e final correspondente a uma operação de laminagem de um perfil estrutural que possui uma secção transversal complexa.

As aplicações industriais desta tecnologia de laminagem são muito diversificadas e também muito vantajosas do ponto de vista económico, na medida em que se conseguem fabricar, com elevados níveis de produtividade, perfis estruturais com geometrias de secção transversal complexas, tolerâncias apertadas e bom acabamento superficial. Neste sentido pode afirmar-se que a laminagem de produtos não-planos constitui uma excelente alternativa tecnológica à extrusão[8] e à maquinagem.

O projecto de produtos laminados não-planos exige que para cada estágio intermédio de deformação sejam calculadas a força de separação, o momento de laminagem e o alongamento lateral e longitudinal e que seja concebida uma geometria adequada para cada par de rolos. A força de separação e o momento de laminagem podem ser determinados de um modo similar ao que foi exposto para a laminagem de produtos planos. Alternativamente, também se pode, de um modo simplificado, substituir a área da secção transversal da forma estrutural por uma geometria rectangular equivalente e considerar que a chapa ou placa equivalente possui uma espessura inicial e final equivalente à espessura média inicial e final da forma estrutural.

A estimativa do alongamento lateral e longitudinal de um produto não-plano é mais difícil de efectuar do que para uma chapa, uma vez que a secção transversal de um produto laminado não-plano geralmente não sofre deformação plastica uniforme.

[8] A extrusão de perfis estruturais encontra-se quase exclusivamente limitada às ligas de alumínio.

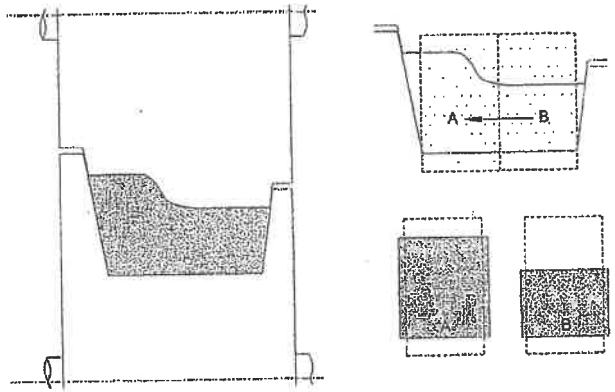


Figura 16.18 Representação esquemática do fluxo de material durante a laminagem de um produto não-plano.

De facto, analisando a figura 16.18 verifica-se que a redução de área na zonas A e B não são equivalentes, mas admitindo que eram independentes, poder-se-ia afirmar que a zona B sofreria um alongamento longitudinal muito superior ao da zona A. No entanto, as duas zonas estão ligadas entre si e o seu alongamento deverá ser semelhante à saída de cada jogo de rolos. Quer isto dizer que durante a laminagem terá que haver fluxo de material da zona B para a A, de modo a que seja assegurado um alongamento longitudinal uniforme para a globalidade da secção transversal. Interessa também referir que este fluxo lateral de material é muito influenciado pelas diferenças de temperatura que possam eventualmente existir ao longo da secção transversal, em resultado de variações de espessura e/ou de trocas de calor com os rolos.

Para estimar o alongamento longitudinal global é necessário dividir a geometria do perfil num número de zonas de secção transversal rectangular e combinar a contribuição individual de cada uma das zonas através de uma média ponderada. Se, por exemplo, a secção original for dividida num sistema equivalente constituído por duas zonas distintas, A e B, com secções transversais A_a e A_b, respectivamente, então o coeficiente de alongamento longitudinal, λ, (rácio entre a área transversal da entrada e a área transversal da saída), pode ser calculado através de,

$$\lambda_m = \frac{A_0}{A_1} = \frac{A_{a0} + A_{b0}}{A_{a1} + A_{b1}} = \frac{A_{a1}\lambda_a + A_{b1}\lambda_b}{A_{a1} + A_{b1}} \qquad (16.51)$$

em que A representa a área da secção transversal, o índice m indica que se trata do valor médio, os índices a e b representam respectivamente as secções A e B e os

índices 0 e 1 referem-se respectivamente às secções de entrada e de saída do produto laminado.

O ponto crucial no projecto e concepção da geometria dos rolos consiste em minimizar o alongamento não uniforme da peça laminada. De facto, as regiões das peças laminadas que são sujeitas a compressão directa sofrem alongamento, enquanto que as regiões que não sofrem compressão directa irão distender de modo indirecto, uma vez que estão fisicamente ligadas às primeiras. Então, o alongamento destas últimas regiões irá dar origem ao aparecimento de tensões secundárias de tracção, as quais podem facilmente originar fissuração (ver figura 16.19).

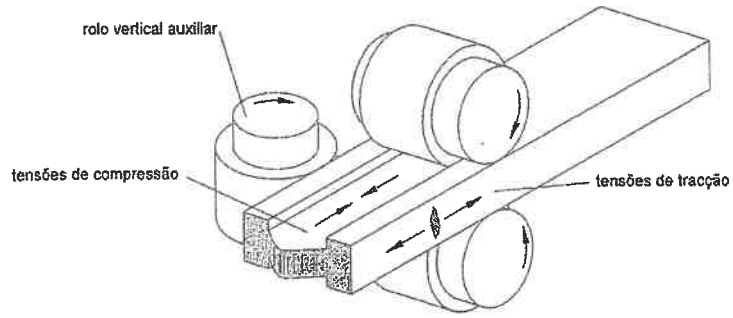


Figura 16.19 Representação esquemática das tensões que se desenvolvem na laminagem de um produto não-plano.

Deste modo, torna-se fundamental que a concepção e o projecto dos rolos e da própria sequência de laminagem assegurem um equilíbrio da redução de área ao longo da secção transversal.

A laminagem de produtos não-planos difere da laminagem de chapas, na medida em que as peças podem alongar simultaneamente nas direcções longitudinal e da largura. A introdução de rolos verticais auxiliares destina-se fundamentalmente a controlar o aumento de largura e, desta forma, calibrar a dimensão lateral dos produtos não-planos (ver figura 16.19).

Ainda no que diz respeito à concepção e projecto de rolos de laminagem convém referir que as superfícies laterais dos rolos raramente são perpendiculares ao eixo de rotação. O ângulo de inclinação é contabilizado através de, conforme se mostra na figura 16.20,

$$\tan\psi = \frac{W_{max} - W_{min}}{2H} \qquad (16.52)$$

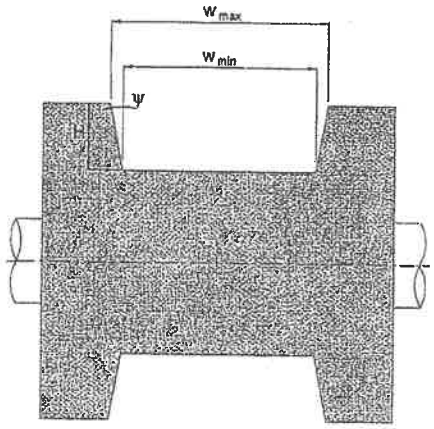


Figura 16.20 Representação esquemática de um rolo com superfícies laterais inclinadas.

A inclinação das superfícies laterais dos rolos destina-se a assegurar que a peça seja correctamente laminada relativamente aos eixos de simetria dos rolos. A inclinação também impede eventuais características assimétricas que as peças apresentem, e que possam originar a sua saída das zonas de trabalho, com as consequências que daí advêm para a qualidade final do produto e para os órgãos mecânicos do laminador. A inclinação das superfícies laterais dos rolos permite ainda reduzir o risco de aparecimento de defeitos superficiais nas extremidades das peças laminadas.

Os produtos não-planos por vezes apresentam dobragens imprevisíveis à saída dos rolos de laminagem. Estes efeitos anómalos podem ser originados por factores muito diversos, como sejam por exemplo, a presença de uma distribuição de temperatura não uniforme ao longo da secção transversal da peça. Para evitar que estas dobragens imprevisíveis surjam criam-se condições para que as peças apresentem uma tendência para dobrar numa direcção bem definida (para cima ou para baixo), através da utilização de rolos com diâmetros diferentes. As peças tendem a flectir no sentido do rolo de menor diâmetro e a utilização de guias de endireitamento colocadas à saída dos rolos permite efectuar o endireitamento final das peças laminadas.

16.4 Processos especiais de laminagem

Este parágrafo tem por finalidade descrever de um modo relativamente sucinto dois processos de fabrico que, por utilizarem rolos, podem ser incluídos no domínio dos processos de laminagem; a laminagem de tubos e a laminagem de anéis.

16.4.1 Laminagem de tubos

A laminagem de tubos é um processo especial de laminagem que normalmente se realiza a quente e que permite fabricar tubos compridos, sem costura, e com espessura de parede grossa. O processo convencional utiliza dois rolos, geralmente inclinados de um ângulo $\alpha = 6°$, relativamente ao eixo da peça, e um mandril (ver figura 16.21).

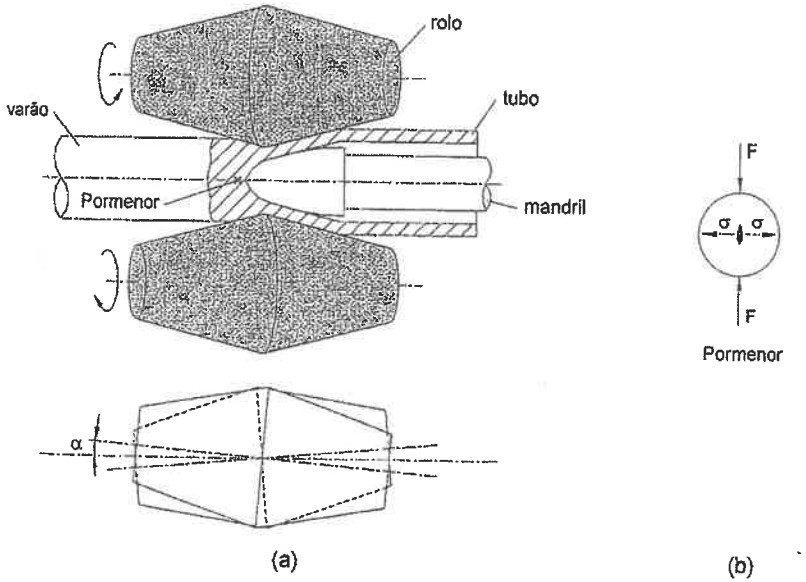


Figura 16.21 Laminagem convencional de tubos utilizando dois rolos; a) representação do processo de fabrico e b) pormenor mostrando o mecanismo de abertura de fissuras que está na origem da formação da cavidade da região central da secção transversal do varão.

A inclinação dos rolos dá origem a que se desenvolvam duas componentes distintas da tensão de atrito na interface de contacto da peça com os rolos; uma componente axial e uma componente radial. A componente axial é responsável pela alimentação do varão para o interior da região em deformação plástica, enquanto que a componente radial provoca o movimento de rotação.

O princípio de funcionamento da laminagem de tubos baseia-se no facto da compressão radial da secção transversal circular do varão induzir tensões de tracção no

seu interior, na região da linha de simetria (ver § 12.4.2). O estado de tensão característico do material do varão adjacente à extremidade do mandril é de tracção-compressão. A presença de tensões de tracção, em conjugação com o facto da compressão dos rolos ter características cíclicas e com a existência de um mandril (responsável por um fenómeno de concentração de tensões na sua extremidade), facilitam a abertura da cavidade central indispensável ao fabrico do tubo.

Na laminagem convencional de tubos a região em deformação plástica caracteriza-se pela existência de três zonas distintas, conforme se mostra na figura 16.22 a).

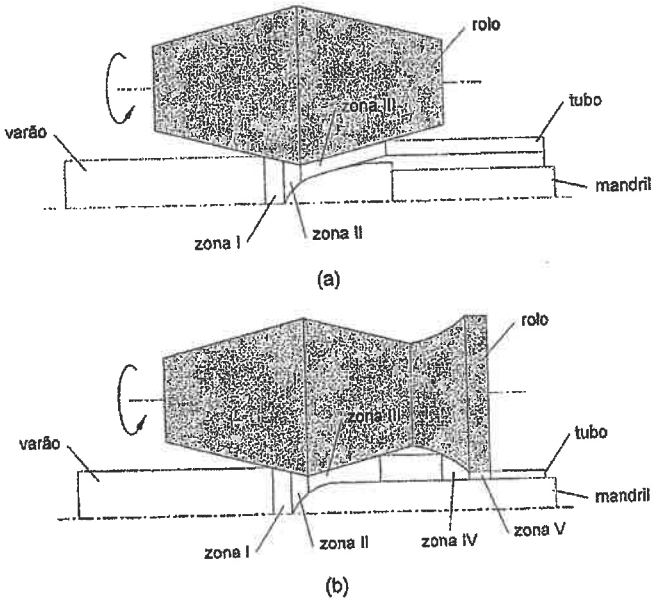


Figura 16.22 Laminagem de tubos utilizando dois rolos; a) laminagem convencional (envolvendo apenas perfuração) e b) laminagem envolvendo perfuração e alongamento e calibração da parede do tubo.

A zona I, delimitada pela superfície de entrada e pela extremidade do mandril, é uma zona de laminagem oblíqua. A zona II, compreendida entre a extremidade do mandril e a secção transversal central do rolo, é uma zona de laminagem e perfuração. A zona III é novamente uma zona de laminagem, mas durante a qual se podem verificar fenómenos de recuperação elástica do material (expansão).

A laminagem de tubos pode ainda ser efectuada com a utilização de rolos especiais que provoquem a perfuração e o alongamento numa única operação de trabalho (ver figura 16.22 b)). Nestes casos existem duas zonas adicionais; a zona IV, na qual se efectua uma laminagem que promove o alongamento axial do tubo e a zona V ou zona cilíndrica final, onde se processa a calibração dos diâmetros interior e exterior do tubo.

Os principais defeitos que estão associados à laminagem de tubos usando máquinas-ferramenta de dois rolos são os seguintes:

1) *Ovalização da secção transversal do tubo* – este defeito pode ser controlado através da introdução de guias que se posicionam num plano vertical passando pelo meio dos rolos (ver figura 16.23).

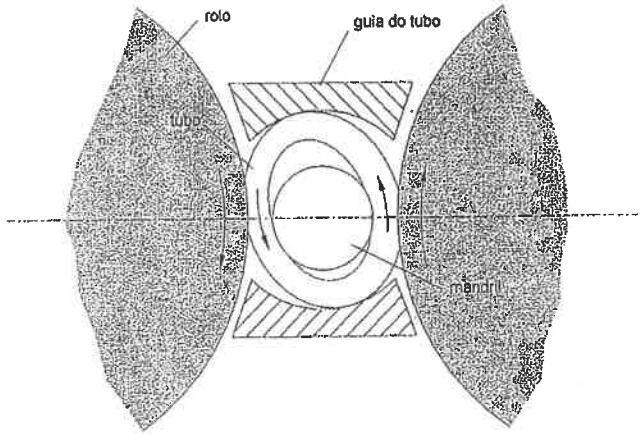


Figura 16.23 Ovalização durante uma operação de laminagem de tubos com dois rolos e respectivo controlo através do uso de guias.

2) *Cavitação* – é um defeito que ocorre na região axial do varão e que resulta do facto da propagação das fissuras, dando origem à abertura da cavidade que se propaga para o interior do varão, a ponto de lhe poder provocar o colapso.

3) *Laminação* – é um defeito caracterizado pela separação do material da parede do tubo, gerado por um mecanismo de fissuração circunferencial.

Muitos destes defeitos podem ser evitados se forem usados equipamentos para laminagem de tubos com três rolos dispostos entre si segundo um ângulo de 120° (ver

figura 16.24). A introdução do terceiro rolo permite gerar um estado hidrostático de compressão no material do varão que se encontra adjacente à extremidade do mandril, impedindo, desta forma, a formação de defeitos de cavitação. A ovalização da secção transversal do tubo é igualmente eliminada, mas pode aparecer um outro tipo de defeito de natureza geométrica, denominado por triangulação tubular (ver figura 16.24 b)).

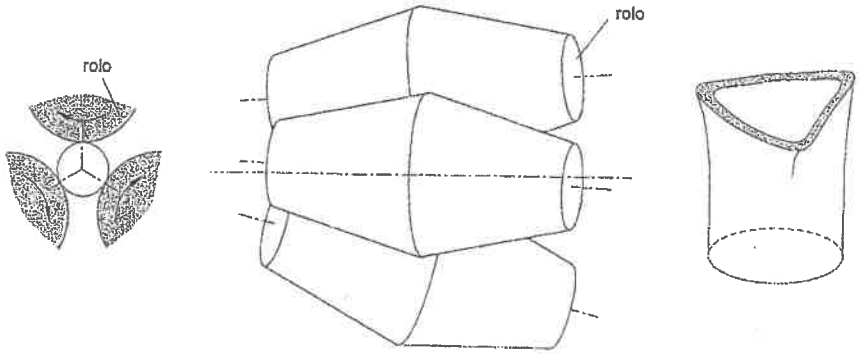


Figura 16.24 Laminagem de tubos com 3 rolos; a) representação esquemática da operação e b) defeito de triangulação tubular (exagerado).

16.4.2 Laminagem de anéis

A laminagem de anéis é utilizada para reduzir a espessura e aumentar o diâmetro de peças com geometria anelar. O princípio de funcionamento baseia-se na compressão radial progressiva da peça entre o rolo motor principal e o rolo louco, da qual resulta o aumento de diâmetro do anel (figura 16.24). A presença de rolos de borda destina-se a controlar a espessura da peça à medida que esta vai sendo laminada.

O processo realiza-se a quente quando o diâmetro da peça a fabricar é grande ou quando os materiais possuem uma resistência mecânica elevada. A geometria da secção transversal dos anéis que podem ser transformados não se encontra limitada a formas rectangulares, podendo igualmente serem produzidas peças com secções transversais complexas.

Recorrendo a uma análise aproximada através da solução de linhas de escorregamento que se encontra representada na figura 16.26, conclui-se que a região em deformação plástica está confinada à zona de acção dos dois rolos. A forma do campo de linhas de escorregamento, em combinação com a presença de momentos flectores

plásticos, permite compreender o aparecimento de rótulas plásticas que ao surgirem na extremidade oposta do anel, podem dar origem a defeitos de ovalização.

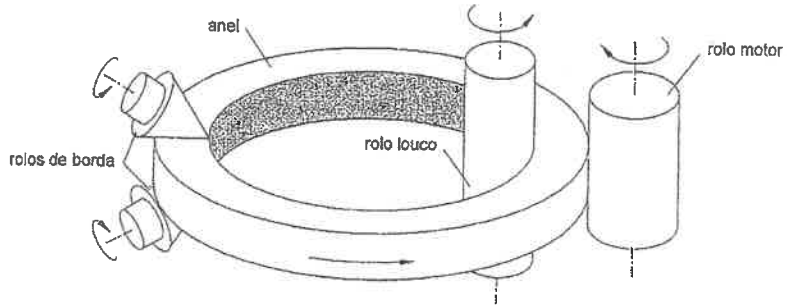


Figura 16.25 Representação esquemática de uma operação de laminagem de um anel, utilizando uma máquina horizontal provida de rolos de borda, com capacidade para efectuar o passe radial e axial em simultâneo.

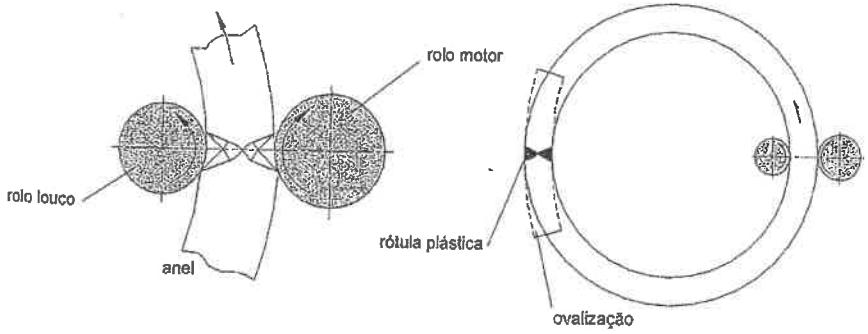


Figura 16.26 Laminagem de anéis; a) região em deformação plástica e respectivo campo de linhas de escorregamento e b) rótula plástica e defeito de ovalização.

A laminagem de anéis é muito interessante do ponto de vista industrial, em virtude de permitir eliminar desperdícios de material, de ser capaz de induzir uma orientação ideal aos grãos (orientação circunferencial), e de conseguir tirar partido do aumento de resistência mecânica que surge quando as peças são produzidas a frio.

Os equipamentos para laminagem de anéis podem ser classificados em dois grupos distintos; horizontais e verticais. Nos equipamentos horizontais a anel roda em torno do eixo vertical, enquanto que nos equipamentos verticais o anel roda em torno do eixo horizontal. Os equipamentos horizontais necessitam de dispositivos de suporte da face inferior do anel e a única limitação que possuem relativamente ao diâmetro máximo das peças, deve-se à área disponível para trabalho. Os equipamentos verticais possuem maiores limitações nos diâmetros máximos das peças, uma vez que existem sempre limitações físicas relativamente ao pé-direito das instalações industriais onde estão instalados.

Refira-se, por fim, que as principais aplicações deste processo tecnológico surgem no fabrico de anéis de grandes dimensões para foguetes e turbinas, rodas metálicas, pistas para rolamentos, flanges e anéis de reforço para tubos e reservatórios de pressão.

16.5 Laminadores

Os laminadores podem ter uma grande variedade de configurações, em função das aplicações a que se destinam ou da técnica de laminagem para a qual são concebidos. As figuras 16.27 e 16.28 mostram instalações industriais de laminagem, onde se podem ver laminadores transformando produtos planos e cuja forma estabelece o conceito básico de laminador, ou seja, constituído por dois rolos opostos.

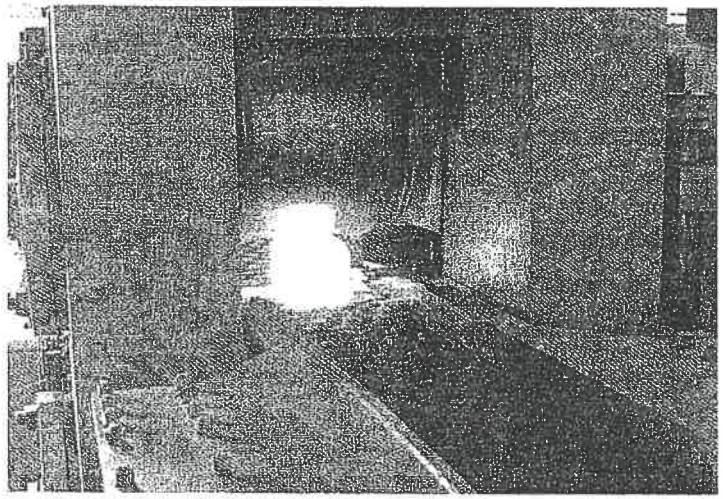


Figura 16.27 Laminagem a quente de lingotes, como operação prévia para a produção de chapas [16].

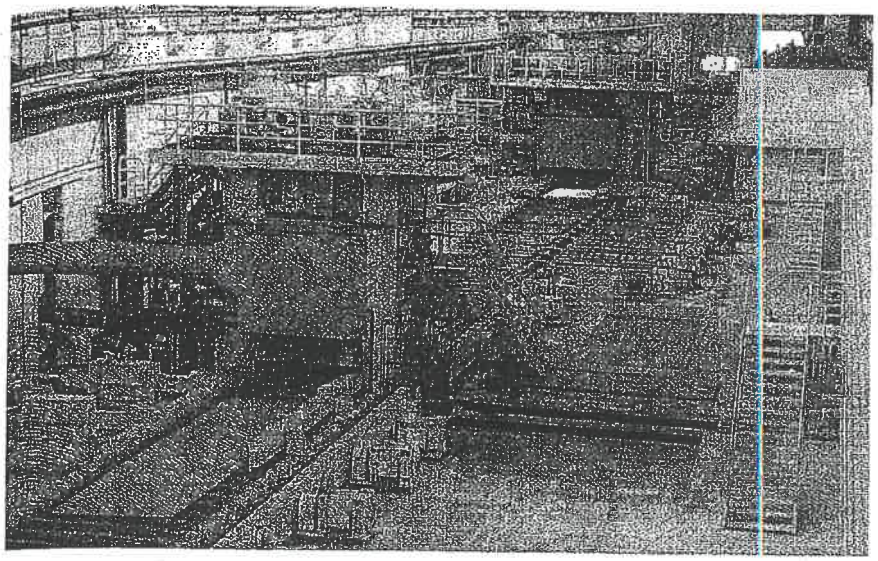


Figura 16.28 Laminagem de chapa de aço. São visíveis dois laminadores com reduções de espessura diferentes [16].

A figura 16.29 apresenta de modo esquemático alguns dos principais tipos de laminadores industriais.

Laminador de dois rolos (duo)

Este tipo de laminador é composto por dois cilindros de eixo horizontal, com o mesmo diâmetro, colocados verticalmente um sobre o outro e rodando em sentidos opostos com a mesma velocidade. O laminador diz-se reversível caso os cilindros possam inverter o seu sentido de rotação, possibilitando a laminagem do material nos dois sentidos. A reversibilidade dos laminadores de dois rolos é uma característica muito importante, na medida em que permite aumentar a produtividade do processo tecnológico de uma forma muito significativa.

Os estágios iniciais da laminagem de lingotes são geralmente efectuados em laminadores de dois rolos reversíveis. Após cada passagem do lingote os rolos são parados e o seu sentido de rotação invertido. Em intervalos apropriados procede-se à rotação do lingote de um ângulo de 90°, por forma a assegurar a uniformidade e a homogeneidade da deformação ao longo da totalidade da secção transversal.

São geralmente precisos cerca de 30 passos para transformar um lingote num bloco (semi-produto de secção quadrada) ou numa placa (semi-produto de secção rectangular). Os blocos destinam-se ao fabrico de varão, barra, ou perfis estruturais, enquanto que as placas se destinam ao fabrico de chapa grossa, fina ou em bobina. No caso concreto do fabrico de chapa, as operações de laminagem subsequentes são realizadas a quente em laminadores de quatro rolos, enquanto que as operações de calibração são efectuadas a frio em laminadores do tipo Sendzimir.

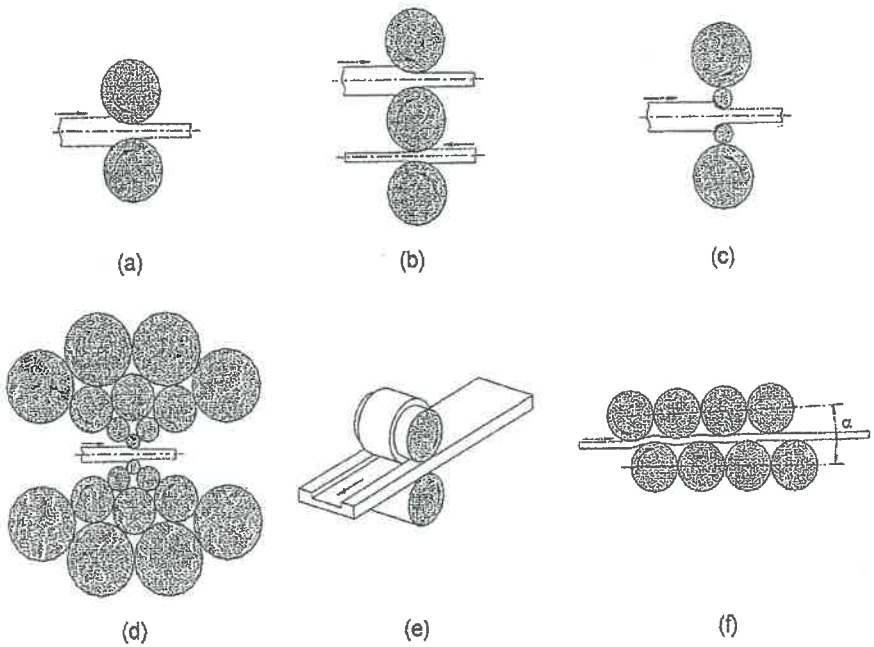


Figura 16.29 Representação esquemática de vários tipos de laminadores industriais; a) dois rolos (laminador duo), b) três rolos (laminador trio), c) quatro rolos, d) Sendzimir, e) produtos não-planos e f) fieira.

Os rolos dos laminadores devem possuir uma boa resistência mecânica e igualmente uma excelente resistência ao desgaste. Os materiais mais utilizados no fabrico de rolos são o ferro fundido, o aço vazado e o aço forjado. Na laminagem a quente empregam-se rolos rugosos, podendo inclusive, no caso das reduções mais elevadas, existir pequenos entalhes na superfície dos rolos, para facilitar o arrastamento do material para a zona de

laminagem. Os rolos para laminagem a frio são geralmente rectificados, de modo a que o seu bom acabamento superficial possa ser transmitido ao produto final laminado.

Nos laminadores de dois rolos o rolo inferior não é regulável. Pelo contrário, o rolo superior é regulável verticalmente através de um sistema mecânico de parafusos ou por accionamento hidráulico, permitindo ajustar as condições de laminagem.

Laminador de três rolos (trio)

Este tipo de laminador é constituído por três cilindros laminadores dispostos verticalmente, rodando o cilindro superior e o inferior no mesmo sentido. O material é introduzido no laminador passando entre os cilindros superior e médio e retorna para passar entre os cilindros médio e inferior. A passagem do material de um conjunto de cilindros para o outro é geralmente efectuada através de mesas elevatórias ou basculantes. Os laminadores de três rolos são menos dispendiosos de fabricar e possuem uma produtividade superior à dos laminadores de dois rolos reversíveis.

Laminador de quatro rolos

Este tipo de laminador é constituído por quatro rolos colocados verticalmente uns sobre os outros. Os rolos de trabalho possuem um diâmetro menor do que os rolos de suporte (ou de encosto). Esta concepção tem por objectivo minimizar os efeitos decorrentes da flexão dos rolos de laminagem, induzida pela força de separação, e explica a razão pela qual os laminadores de quatro rolos são muito utilizados na produção de chapa fina a frio, onde são exigidas tolerâncias dimensionais muito apertadas e uma secção transversal uniforme.

Laminador Sendzimir

Quando os rolos de trabalho são muito pequenos podem flectir tanto na direcção vertical como na direcção horizontal, devendo, por isso, ser apoiados em ambas as direcções. Neste sentido a concepção do laminador Sendzimir tem por objectivo melhorar o desempenho dos laminadores de quatro rolos na laminagem de chapa fina de materiais com elevada resistência mecânica.

Os laminadores Sendzimir são particularmente importantes na laminagem de chapa muito fina e caracterizam-se pela sua excepcional rigidez e quase ausência de flexão dos rolos. Os dois rolos de trabalho podem ser muito pequenos e são geralmente fabricados em carboneto de tungsténio, para aumentar a resistência mecânica e diminuir o desgaste por atrito.

Laminador de produtos não-planos

Englobam-se neste grupo todos os laminadores que são utilizados na produção de produtos não-planos; laminadores de perfis estruturais, laminadores de carris,

laminadores de varão, laminadores de barras e laminadores de tubos sem costura. Neste tipo de equipamentos a laminagem é efectuada de uma forma progressiva, passando o material por sucessivos conjuntos de rolos durante o seu movimento longitudinal.

Estes laminadores são frequentemente concebidos e projectados para fabricarem um único tipo de produto, com um único tipo de material, uma vez que a deformação plástica processa-se em função das características da geometria e do tipo de material utilizado. Cite-se, como exemplo, o caso dos laminadores utilizados no fabrico de carris para linhas-férreas, os quais são capazes de produzir carris com comprimentos superiores a 100 m.

Fieiras

As fieiras para desempeno (endireitamento) de chapa constituem um tipo especial de laminador. Estes equipamentos são constituídos por um conjunto sucessivo de rolos (mínimo de 5 rolos), que provocam curvaturas sucessivas e alternadas na chapa à medida que esta vai avançando longitudinalmente.

A primeira curvatura terá de ser sempre superior à curvatura que a chapa poderia suportar em regime elástico e tem por objectivo assegurar uma curvatura completa da chapa para o mesmo lado. A segunda curvatura também deverá ultrapassar o limite elástico e destina-se a assegurar uma curvatura uniforme da chapa para o lado contrário. Na terceira, volta a inverter-se novamente o sentido de curvatura e assim sucessivamente até que a partir de determinada altura todas as dobragens se começarão a efectuar em regime elástico. Fica assim assegurado o endireitamento da chapa após esta ter saído do último rolo.

O *Capítulo 19*, apresenta uma secção (§ 19.6) dedicada ao estudo das fieiras para desempeno de chapa.

16.6 Lubrificação

Os metais ferrosos podem ser laminados a quente sem lubrificação, uma vez que a camada superficial oxidada impede que se formem soldaduras por pressão entre o material e os rolos. A laminagem a quente sem lubrificação pode ser igualmente utilizada nas ligas de níquel e de cobre.

O vidro é o único lubrificante que consegue assegurar regimes de lubrificação hidrodinâmica durante a laminagem a quente. Contudo, a sua utilização industrial encontra-se muito limitada pela dificuldade de remoção e pela elevada abrasividade da película de vidro solidificada.

Os óleos (minerais, naturais, sintéticos e compostos) e os lubrificantes aquosos dão geralmente origem a regimes de lubrificação de fronteira, caracterizados por o lubrificante não ser capaz de assegurar uma película contínua ao longo da interface de contacto entre as duas superfícies. De facto, existem zonas em que a película de lubrificante está

destruída e, portanto, existem condições para que as duas superfícies contactem directamente.

A água acaba por estar sempre presente na laminagem a quente. De facto, existem jactos de água destinados a arrefecer os rolos e jactos de água dirigidos para os lingotes, com a finalidade de auxiliar a quebrar a camada superficial de óxidos[9].

Podem ainda utilizar-se lubrificantes sólidos à base de grafite e de nitreto de boro. Nestes casos, o mecanismo de lubrificação caracteriza-se pela separação completa das duas superfícies, conseguida através de uma película sólida, com baixa resistência aos esforços de corte que surgem do movimento relativo entre as duas superfícies. Estes lubrificantes conseguem ainda assegurar uma protecção muito eficaz contra a oxidação do material. A sua utilização industrial é porém muito reduzida.

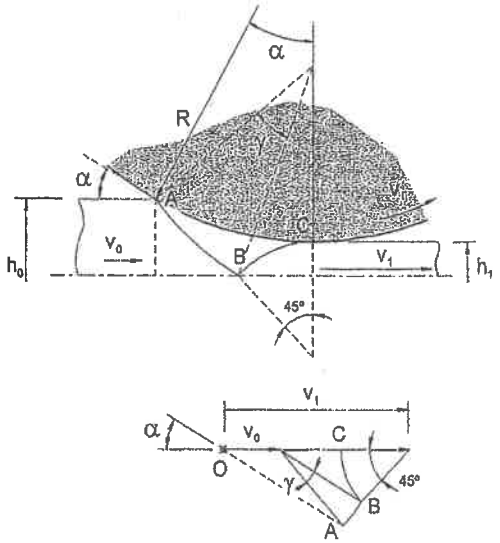
A generalidade das chapas laminadas a frio possuem espessura inferior a 1 mm, e são fabricadas com velocidades de laminagem muito elevadas (até 2000 m/min) em laminadores industriais que possuem rolos com diâmetros superiores a 150 mm. Estas características associadas aos valores reduzidos dos ângulos de contacto, α, criam condições para a formação de regimes de lubrificação hidrodinâmica. Porém, a necessidade de assegurar um arrastamento contínuo da chapa e a existência de escorregamento posterior, para além das limitações impostas pelo acabamento superficial dos rolos e dos produtos laminados, acabam por determinar a utilização de lubrificantes que promovem regimes de lubrificação de fronteira. Neste sentido é habitual seleccionarem-se lubrificantes de baixa viscosidade, dos quais se destacam, pela sua importância, os óleos e os lubrificantes aquosos.

[9] A camada superficial de óxidos é habitualmente designada por carepa.

16.7 Problemas

Problema 16.1

Considere a solução limite superior proposta na figura seguinte para analisar a laminagem em condições de deformação plana. A solução é constituída por duas superfícies de descontinuidade de velocidade, com geometria de dois arcos de circunferência e considera que não existe movimento relativo entre o material da chapa e o rolo de laminagem. A descontinuidade de velocidade *BC* é tangente à superfície do rolo na saída e encontra a linha de simetria a 45º. À esquerda da descontinuidade de velocidade *AB* e à direita de *BC* o material é considerado rígido.



Explique, justificando, como é que esta solução pode ser usada para determinar a potência de laminagem.

Resolução

O cálculo da força de separação dos rolos e da potência de laminagem efectuado ao longo do parágrafo (§ 16.2.1) baseou-se na utilização dos métodos da energia uniforme e

da fatia elementar. A aplicação de qualquer destes métodos não fornece uma caracterização cinemática da mecânica da deformação plástica na zona compreendida entre os rolos de laminagem, limitando-se apenas a aplicar considerações de natureza energética e estática. Então, para que o processo possa ser caracterizado cinematicamente torna-se necessário aplicar outros métodos de análise, de entre os quais se destaca o método do limite superior.

Seguindo uma metodologia semelhante à que foi exposta durante a apresentação do método do limite superior (ver *Capítulo 9*) conclui-se que a potência de laminagem se pode calcular através de,

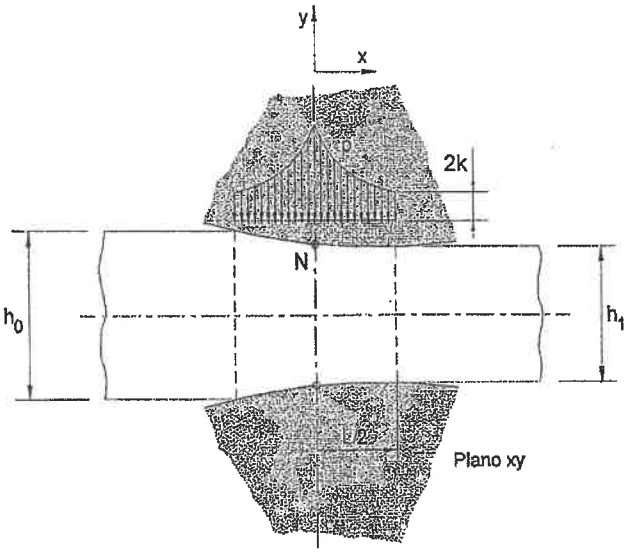
$$P = M\,\omega = \frac{dW}{dt} \leq \int_{S_D} k\,\Delta v\,dS = k \cdot \left(\int_{S_{AB}} \Delta v_{AB}\,dS + \int_{S_{BC}} \Delta v_{BC}\,dS \right)$$

Problema 16.2

Fundamente teoricamente a origem dos ábacos usados para determinar o coeficiente de correcção da força de separação dos rolos, Q_{fs}, que se encontram representados na figura 16.6.

Resolução

A metodologia de cálculo de peças laminadas, baseada na aplicação do método da energia uniforme, desenvolve-se em torno da analogia que se pode fazer entre a laminagem e a compressão, em condições de deformação plana (ver *Capítulo 14*).



Por questões de natureza didáctica procede-se em primeiro lugar (alínea a)) à fundamentação teórica do ábaco que se encontra representado na figura 16.6 b) e só depois (alínea b)) é que se discute a origem do ábaco da figura 16.6 a).

a) Tendo em consideração o estudo do forjamento em matriz aberta, em condições de deformação plana, efectuado com base no método da fatia elementar e realizado no

§ 14.2.1, conclui-se que a pressão de contacto na interface rolo/chapa se calcula através da seguinte expressão,

$$p = 2k \exp^{\left[\frac{2\mu}{h}\left(\frac{L}{2}-x\right)\right]}$$

A expressão apresentada é apenas válida no domínio compreendido entre $x = 0$ (ponto neutro) e $x = L/2$ (extremidade de saída da chapa). O símbolo $h = h_m$ representa a espessura (média) da chapa no ponto neutro.

O valor máximo da pressão de contacto, p, entre o rolo e a chapa ocorre no ponto neutro ($x = 0$) e vale,

$$p_{máx} = 2k \exp^{\left[\frac{\mu L}{h}\right]}$$

Sendo a pressão média, $p_{média}$, dada por,

$$p_{média} = \frac{1}{\frac{L}{2}} \int_0^{\frac{L}{2}} p\,dx = \frac{2k}{\frac{\mu L}{h}} \left(\exp^{\frac{\mu L}{h}} - 1 \right)$$

Nestas condições pode estabelecer-se uma analogia directa entre esta expressão e o valor da pressão de contacto que foi utilizada no cálculo da força de separação dos rolos (ver equação (16.14)),

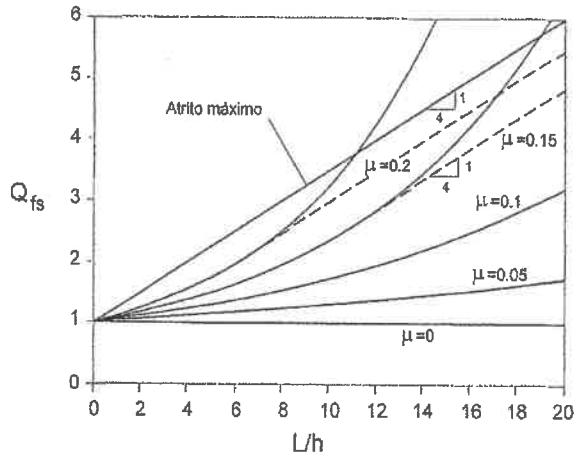
$$p = \sigma_{unif} \frac{1}{\frac{\mu L}{h}} \left(\exp^{\frac{\mu L}{h}} - 1 \right) \cong \sigma_{unif}\, Q_{fs}$$

com,

$$Q_{fs} = \frac{1}{\frac{\mu L}{h}} \left(\exp^{\frac{\mu L}{h}} - 1 \right)$$

A substituição da tensão limite de elasticidade, $\sigma_e = 2k$, pela tensão σ_{unif} tem por objectivo contabilizar o encruamento do material da chapa entre a entrada e a saída.

A figura seguinte ilustra a variação teórica do coeficiente de correcção da força de separação dos rolos, Q_{fs}, (que, de facto, se trata de um coeficiente de correcção do valor médio da pressão aplicada na interface de contacto entre os rolos e a chapa), com o valor do coeficiente de atrito μ e da relação L/h.



A linha extrema do gráfico corresponde à situação de atrito máximo entre os rolos e a chapa e tem de ser determinada através de uma aplicação específica do método da fatia elementar para o caso limite em que as tensões de corte devidas ao atrito são $\tau = k$. Pode facilmente demonstrar-se (deixa-se a dedução a cargo do leitor) que nestas condições o valor da pressão média, $p_{média}$, é igual a,

$$p_{média} = 2k\left(1+\frac{L}{4h}\right)$$

e, portanto, o coeficiente de correcção, Q_{fs}, para a situação de atrito máximo pode ser expresso através de,

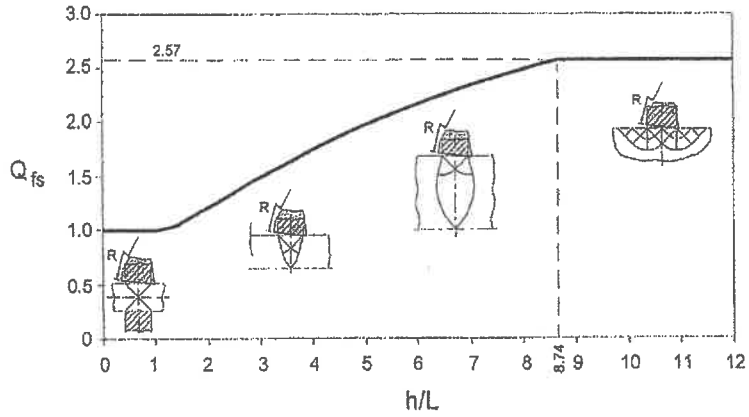
$$Q_{fs} = \left(1+\frac{L}{4h}\right)$$

Finalmente interessa referir que as linhas que se encontram assinaladas a tracejado na figura e que são parte integrante do ábaco que se encontra representado na figura 16.6 b), destinam-se a impedir que a taxa de crescimento da pressão média com a relação geométrica L/h seja superior aquela que é obtida no caso extremo do atrito ser máximo.

b) O ábaco da figura 16.6 a) deve ser utilizado para operações de laminagem com relações geométricas $h/L > 1$, ou seja, sempre que o comprimento do arco de contacto seja inferior à espessura da chapa.

A fundamentação teórica do ábaco deve mais uma vez ser efectuada com base na analogia entre a laminagem e o forjamento em matriz aberta, em condições de deformação plana. Recorre-se para tal à análise das operações de compressão com pratos de menor dimensão do que a peça efectuada com base no método das linhas de escorregamento (ver problema 8.3 do *Capítulo 8*).

Seguindo um procedimento análogo ao que foi efectuado para a alínea anterior é, então, possível estabelecer uma correspondência directa entre a pressão de compressão adimensionalizada com a tensão limite de elasticidade do material, $p/2k$, e o coeficiente de correcção, Q_{fs}. A figura seguinte materializa esta analogia e fornece suporte teórico à aplicação do ábaco que se encontra representado na figura 16.5 a).



Problema 16.3

Uma chapa em cobre (99.94% Cu), com uma espessura inicial de $5\,mm$ e uma largura de $250\,mm$, é laminada a frio num laminador de dois rolos. O diâmetro dos rolos é igual a $400\,mm$. Admita que as características mecânicas do cobre (99.94% Cu) são dadas pela seguinte equação, $\sigma = 450\,\varepsilon^{0.33}\ MPa$.

Considerando que na operação de laminagem a espessura da chapa sofre uma redução de 20% com uma velocidade periférica dos rolos igual a $30\,m/\min$ e um coeficiente de atrito $\mu = 0.2$, determine: a espessura da chapa após laminagem, a força de separação dos rolos e a potência de laminagem.

Resolução

A espessura da chapa após laminagem determina-se através da equação (16.1),

$$h_1 = h_0 - r\,h_0 = 5 - 0.2 \times 5 = 4 \text{ mm}$$

O cálculo da força de separação vai ser efectuado de acordo com o método da energia uniforme (ver § 16.2.1). Neste sentido, começa por se determinar a projecção horizontal do arco de contacto do rolo com a chapa, L, (equação (16.10)),

$$L \cong \sqrt{R\,\Delta h} = \sqrt{\frac{400}{2} \times (5-4)} = 14.14 \text{ mm}$$

Seguidamente determina-se a extensão verdadeira à saída aplicando a equação (16.12) (não confundir ε_1 com a notação habitualmente utilizada para a extensão principal),

$$\varepsilon_1 = \bar{\varepsilon} = 1.15 \ln \frac{5}{4} = 0.257$$

Sendo o valor médio da tensão efectiva no interior da região em deformação plástica, σ_{unif}, dado a partir da equação (16.13),

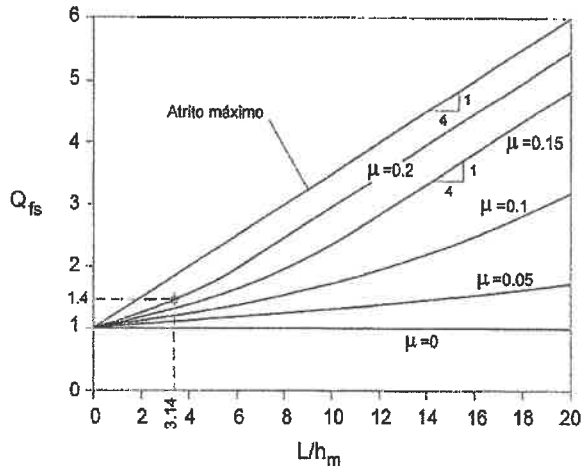
$$\sigma_{unif} = \frac{K\,\varepsilon_1^n}{n+1} = \frac{450 \times 0.257^{0.33}}{1.33} = 216.1 \text{ MPa}$$

A força de separação, F_s, determina-se aplicando a equação (16.14), obtendo-se,

$$F_s = \sigma_{unif}\,L w \cdot Q_{fs} = 216.1 \times 14.14 \times 250 \times 1.4 \cong 1070 \text{ kN}$$

com o valor do coeficiente de correcção, $Q_{fs} = 1.4$, obtido no ábaco da figura 16.6 b). Para determinar o valor do coeficiente de correcção, Q_{fs}, sabe-se que,

$$h_m = \frac{h_0 + h_1}{2} = \frac{5+4}{2} = 4.5\ mm \quad \text{então} \quad L/h_m = 3.14$$



Para determinar a potência de laminagem começa por se determinar o valor do momento de laminagem, dado pela equação (16.16),

$$M = F_s\,L = 1070\,000 \times 14.14 \times 10^{-3} \cong 15130\ N.m$$

sendo o valor da velocidade de rotação dos rolos, ω, dado por,

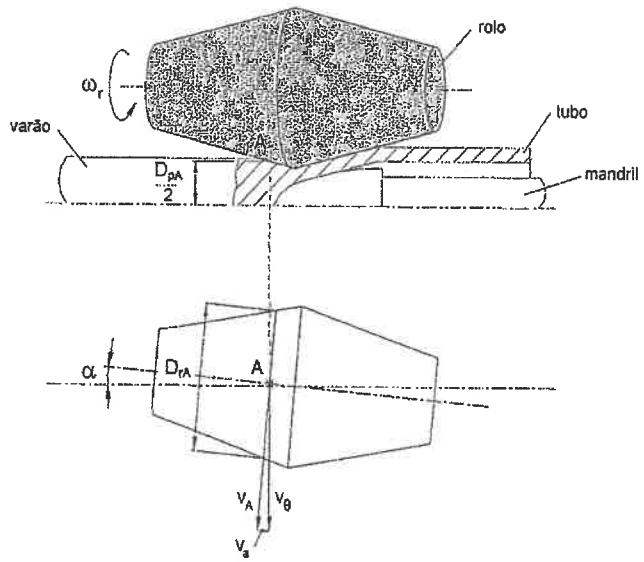
$$\omega = \frac{v}{R} = \frac{30}{60 \times 0.2} = 2.5\ rad/s$$

A potência de laminagem será então calculada através de,

$$P = M\,\omega = 15130 \times 2.5 = 37825\ W \cong 38\ kW$$

Problema 16.4

Para a operação de laminagem de tubos convencional representada na figura, determine a velocidade de rotação da peça, ω_p, em função da velocidade de rotação dos rolos, ω_r.



Resolução

A linha de contacto entre o rolo e a peça está inclinada de um ângulo, α, relativamente à direcção horizontal (coincidente com o eixo de revolução da peça). Um ponto genérico A que pertença à superfície exterior do rolo e que esteja situado sobre essa linha de contacto possui uma velocidade periférica, v_A, igual a,

$$v_A = \omega_r \frac{D_{rA}}{2}$$

em que D_{rA} representa o diâmetro da secção transversal do rolo que contêm o ponto A.

Contudo, a velocidade v_A pode ser decomposta segundo as direcções axial e tangencial da peça, obtendo-se respectivamente,

$$v_a = v_A \operatorname{sen}\alpha = \omega_r \frac{D_{rA}}{2} \operatorname{sen}\alpha$$

$$v_\theta = v_A \cos\alpha = \omega_r \frac{D_{rA}}{2} \cos\alpha$$

A velocidade axial, v_a, é responsável pelo movimento de avanço (ou alimentação) da peça, enquanto que a velocidade tangencial, v_θ, é a geradora do movimento de rotação da peça.

Admitindo que não existe escorregamento entre a peça e o rolo, conclui-se que a velocidade tangencial, v_θ, no ponto A tem que ser igual de ambos os lados da linha de contacto. Nestas condições, a velocidade de rotação da peça é dada por,

$$\omega_p = \omega_r \frac{D_{rA}}{D_{pA}} \cos\alpha$$

em que D_{pA} representa o diâmetro da secção transversal da peça que contêm o ponto A.

Querendo entrar em consideração com o efeito do escorregamento da peça sobre o rolo, pode introduzir-se um conceito de eficiência cinemática, η_v, e reescrever-se a equação anterior da forma a seguir indicada,

$$\omega_p = \eta_v \, \omega_r \frac{D_{rA}}{D_{pA}} \cos\alpha$$

$$\eta_v = 0.8 - 0.95$$

Bibliografia

1. Von Karman, Z. Angew. Math. Mech., 5, 139, 1925.
2. Burtsev K., Rolling practice, Mir Publishers.
3. Blazynski T. Z., Metal forming – Tool profiles and flow, McMillan, 1976
4. Slater R. A. C., Engineering plasticity – Theory and application to metal forming processes, MacMillan Press, 1977.
5. Rowe G. W., Elements of metalworking theory, Edward Arnold, 1979.

6. Johnson W. and Mellor P. B., Engineering plasticity, Van Nostrand Reinhold, 1980.
7. Dieter G. E., Mechanical metallurgy, McGraw Hill, 1981.
8. Hosford W. and Caddell R., Metal forming – Mechanics and metallurgy, Prentice-Hall, 1983.
9. Schey J. A., Tribology in metalworking. Friction, lubrication and wear, McGraw Hill, 1983.
10. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
11. El Wakil S. D., Processes and design for manufacturing, Prentice-Hall, 1989.
12. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
13. Martins P. A. F., Tecnologia mecânica I, AEIST, 1993.
14. Helman H. e Cetlin P. R., Fundamentos da conformação mecânica dos metais, Universidade Federal de Minas Gerais, 1993.
15. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
16. Li C. S., Comunicação particular, 2004.

17. CORTE POR ARROMBAMENTO

17.1 Introdução

O fabrico de componentes a partir de chapa metálica tem uma importância muito significativa a nível industrial. Para o entender basta pensar na quantidade de produtos industriais e de consumo onde intervêm componentes fabricados a partir de chapa metálica, citando-se a título de exemplo, as carroçarias dos automóveis e dos camiões, as fuselagens dos aviões, os painéis das carruagens de caminho de ferro, os móveis de escritório, os computadores, os electrodomésticos e utensílios de cozinha ou os discos para cunhagem de moeda. De um modo geral, todos estes produtos são obtidos combinando operações de corte com operações de deformação plástica (quinagem, calandragem, estampagem, perfilagem, etc.), onde a espessura da matéria-prima transformada pode variar entre as décimas e as dezenas de milímetro (figura 17.1).

Figura 17.1 Banda metálica (arco) e peça onde foram realizadas operações de corte por arrombamento.

O corte por arrombamento é um dos processos tecnológicos mais usados para cortar chapa, embora também seja utilizado no corte de varão, de barra, de tubo ou de perfis estruturais. No caso do corte de chapa de aço, dependendo da tensão de rotura do material e das características geométricas do perímetro de corte, a espessura máxima que geralmente é cortada por este processo varia entre os 6 e os 8 mm. Neste capítulo o corte por arrombamento irá ser apresentado, fundamentalmente aplicado ao corte de produtos planos, diferenciando-se, todavia, as suas variantes de corte convencional e de corte de precisão, através da análise separada do (i) corte por arrombamento convencional, (ii) do 'shaving' (terminologia inglesa) ou aparamento e (iii) do corte fino ou de precisão.

Estes processos de fabrico caracterizam-se por serem realizados habitualmente a frio, recorrendo-se ao corte a morno (ver § 5.8) somente quando a espessura for elevada ou quando o comportamento mecânico do material for frágil, e permitem elevadas taxas de produção, quando devidamente equipados com dispositivos de alimentação. Por seu lado, no que se refere às peças produzidas a resistência mecânica não sofre alteração relevante, a precisão dimensional e o acabamento são bons e o custo relativamente baixo.

17.2 Corte por arrombamento convencional

17.2.1 Mecanismo de corte

Uma ferramenta típica de corte por arrombamento é constituída por um punção, cujo contorno tem a geometria da peça a cortar, e por uma matriz que assegura a passagem do punção e das peças cortadas (figura 17.2).

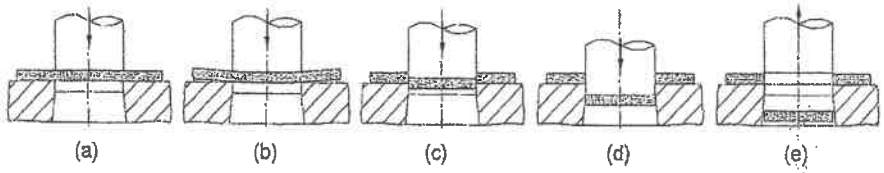


Figura 17.2 Diferentes fases do corte por arrombamento; a) contacto entre o punção e a chapa, b) ligeira flexão no início da deformação, c) deformação plástica e abertura de fendas, d) separação completa da peça e d) extracção da peça e inversão de movimento do punção.

Entre o punção e a matriz existe uma folga que estabelece uma diferença de cotas entre as superfícies laterais do punção e da matriz. É habitual designar por corte por arrombamento as operações em que a peça que sai pela matriz é a peça final ou estampa, e por puncionamento as operações em que a peça final fica sobre a matriz e pelo seu furo sai o desperdício ou rombo. Esta não é somente uma diferença formal, pois a génese do corte obriga a que as ferramentas tenham que ser dimensionadas de modo diferente, conforme se irá ver mais à frente.

Embora exista uma folga entre o punção e a matriz o seu valor é muito pequeno quando comparado com o da espessura da chapa (como ordem de grandeza, é habitual adoptarem-se valores que variam entre 5~10% da espessura a cortar), sendo, por isso, usual admitir-se que o corte se processa através de tensões de corte que se distribuem pela espessura da peça ao longo do perímetro do contorno de corte (ver figura 17.3).

Este modelo de análise pressupõe ainda que as ferramentas possuem arestas bem afiadas e que o momento flector que se desenvolve na fase inicial do corte (figura 17.3), embora sendo pequeno e apenas com um significado indirecto para o processo, tende a empenar a chapa, levando a que as forças de corte actuem concentradas ao longo das arestas de corte, de tal modo que somente o material na zona da folga irá sofrer deformação plástica.

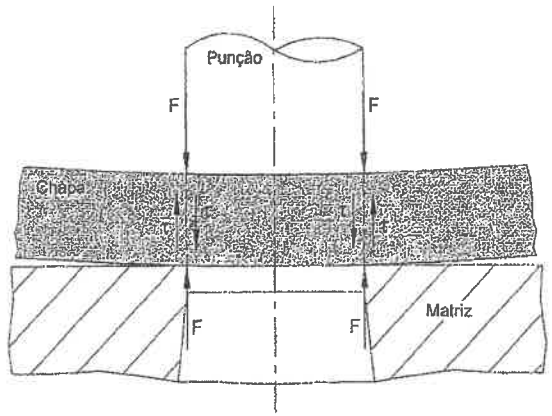


Figura 17.3 Representação esquemática do modelo adoptado para estudo do corte por arrombamento.

Considerando, então, uma secção genérica CD (figura 17.4), inclinada de um ângulo α relativamente à secção vertical AB, a força F aplicada pelo punção pode ser decomposta segundo duas direcções; a normal, F_n, e a tangencial, F_t, à superfície CD. Estas componentes originam, respectivamente, uma tensão normal, σ_{CD}, e a uma tensão de corte, τ_{CD}, cujos valores por unidade de comprimento são dados por,

$$\sigma_{CD} = \frac{F_n}{CD} = \frac{F \operatorname{sen}\alpha}{\frac{h}{\cos\alpha}} = \frac{F}{h}\operatorname{sen}\alpha\ \cos\alpha = \frac{F}{2h}\operatorname{sen}2\alpha$$

$$\tau_{CD} = \frac{F_t}{CD} = \frac{F\cos\alpha}{\frac{h}{\cos\alpha}} = \frac{F}{h}\cos^2\alpha \qquad (17.1)$$

De acordo com as equações anteriores, o valor da tensão tangencial, τ_{CD}, toma o seu valor máximo para $\alpha = 0°$, ou seja, na secção vertical AB, enquanto que a tensão normal, σ_{CD}, pelo contrário, se anula, dando origem a um estado de tensão de corte puro. Nestas condições, logo que o valor da força aplicada F atingir um valor suficientemente elevado para satisfazer o critério de plasticidade, $\tau_{AB} = \tau_{crit}$, o material começará a escorregar ao longo da secção vertical, AB, levando a que a peça seja empurrada pelo punção através do furo da matriz. Considerando o critério de plasticidade de Tresca, conclui-se que a deformação plástica se iniciará quando a tensão de corte crítica for igual à tensão limite de elasticidade do material em corte puro, $\tau_{crit} = \tau_{max} = k$.

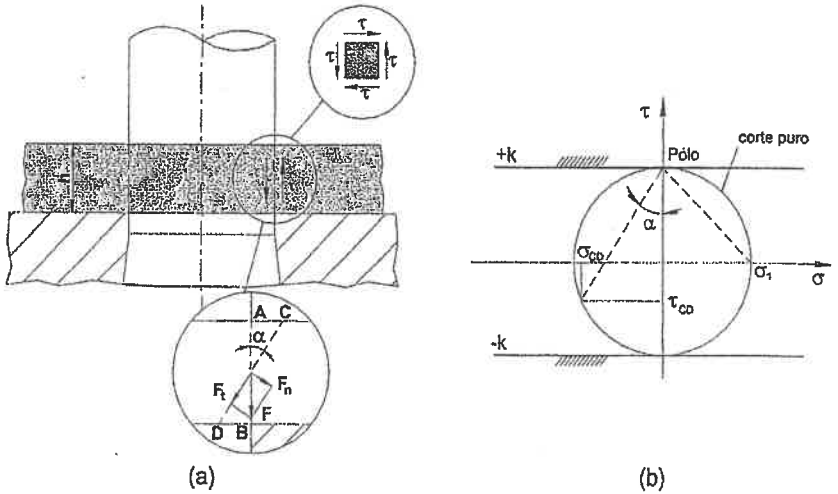


Figura 17.4 a) Decomposição da força aplicada pelo punção, F, segundo as direcções normal e tangencial de uma secção genérica CD, inclinada de um ângulo α com a vertical e b) representação no plano de Mohr do estado de tensão característico do corte por arrombamento.

O círculo de Mohr representativo do estado de tensão de corte puro encontra-se representado na figura 17.4 b), localizando-se o pólo na intersecção do círculo com o eixo positivo dos τ, uma vez que para a secção genérica CD a tensão normal vale σ_{CD} e a tangencial $\tau_{CD} < \tau_{max}$, enquanto que na secção vertical, AB, a tensão normal é nula, $\sigma_{AB} = 0$, e a tensão de corte máxima, $\tau_{AB} = \tau_{max} = k$.

Para visualizar a deformação decorrente do estado de tensão de corte puro, característico do corte por arrombamento, considere-se a figura 17.5, na qual se identifica a região da folga por $ABCD$. Assim, por acção das tensões de corte o material desta região vai distorcendo progressivamente, acompanhando o avanço do punção, AA'. Para a mesma penetração do punção, AA', a distorção, γ, aumenta com a diminuição da folga, já que a distorção é dada por, $\gamma = AA'/AC$.

Naturalmente que à medida que o punção vai penetrando também a deformação plástica do material vai aumentando, em concordância com o aumento da distorção na zona da folga. Porém, com o esgotar da capacidade de deformação plástica, surgem condições para se iniciar um mecanismo de fractura que irá permitir a separação da peça da banda. De acordo com o modelo teórico adoptado, o início do mecanismo de

fissuração depende essencialmente das características mecânicas do material que se está a cortar, ou seja, para cada material pode definir-se um valor máximo de distorção, γ_{max}, acima do qual o material já não suporta mais deformação plástica.

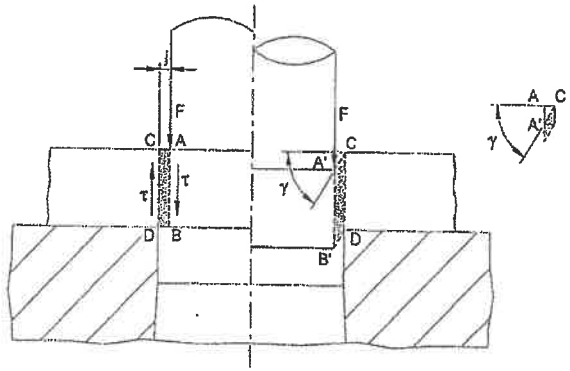


Figura 17.5 Representação da folga radial, j, existente entre o punção e a matriz e da distorção, γ, que resulta da acção das tensões de corte que actuam na região da folga, $ABCD$.

Considere-se, então, a figura 17.6, na qual se representa o instante em que o material atingiu a sua capacidade máxima de deformar plasticamente e as condições são propícias a que surjam fendas. Analisando o plano de Mohr das tensões, constata-se que as direcções que fazem 45° com a direcção vertical são as mais favoráveis à abertura das fissuras, uma vez que nelas actuam tensões normais de tracção máximas.

Se a esta conclusão se juntar o facto da geometria das arestas de corte do punção e da matriz ser favorável à concentração de tensões (tanto maior quanto mais afiada estiver a ferramenta), compreende-se que as fissuras saltarão simultaneamente na vizinhança da aresta de corte do punção e da matriz segundo direcções que fazem 45° com a vertical. Porém, à medida que o punção vai penetrando na banda, as fendas vão rodando a sua direcção de propagação (aproximando-se cada vez mais da direcção vertical), de modo a se encontrarem e permitirem a separação da peça da banda.

Descrito o mecanismo de corte por arrombamento interessa agora analisar a morfologia da superfície cortada, tendo, naturalmente, em consideração a existência de uma folga entre o punção e a matriz. Deste modo, na fase inicial do processo a progressão do punção é acompanhada pela formação de um repuchamento das superfícies livres adjacentes ao punção e à matriz (figura 17.7). Porém, no caso de folgas muito pequenas, antes de se iniciar a fase de repuchamento propriamente dita pode surgir

um fenómeno local de indentação, tendo como consequência a elevação do material junto das arestas do punção e da matriz. De referir, que em qualquer dos casos os fenómenos são permanentes, ou seja, desenvolvem-se através de mecanismos de deformação plástica.

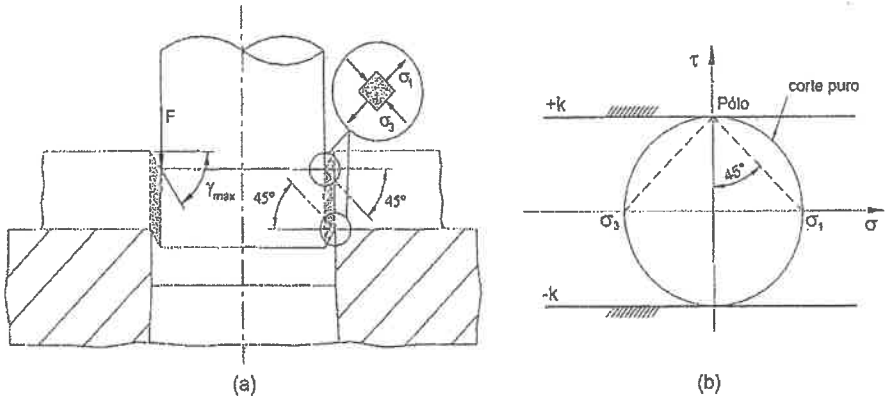


Figura 17.6 a) Instante do corte em que a distorção atinge o seu valor máximo, γ_{max} e b) plano de Mohr indicando as direcções onde actuam as tensões principais σ_1 e σ_3.

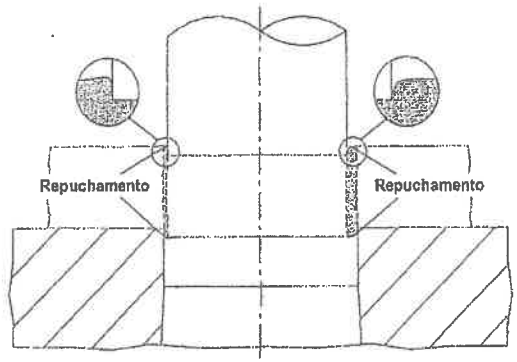


Figura 17.7 Formação de repuchamento nas superfícies livres adjacentes ao punção e à matriz para pequenas folgas (esquerda) e para folgas normais e grandes (direita).

À medida que o punção continua o seu curso as superfícies resultantes da deformação plástica tornam-se verticais e passam a ser definidas pelas paredes laterais do punção e da matriz, respectivamente, na banda e na peça que entretanto foi penetrando na matriz (ver figura 17.8-esquerda). Esta fase denominada por penetração vai-se desenvolvendo enquanto a distorção imposta pelo processo for inferior à distorção máxima que o material pode suportar. A parte da superfície de corte gerada através deste mecanismo caracteriza-se por ser polida e brilhante, e por ter dimensões regulares e precisas.

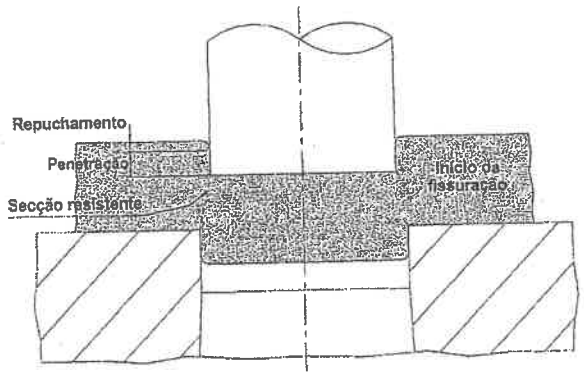


Figura 17.8 Formação da zona de penetração (esquerda) e início da fissuração (direita).

Uma vez alcançado o valor máximo de distorção que o material pode suportar em deformação plástica, γ_{max}, irão surgir fissuras junto das arestas do punção e da matriz segundo direcções que fazem 45° com a direcção vertical (ver figura 17.6 e figura 17.8-direita). Porém, com a continuação do movimento do punção a direcção de propagação das fendas começa a rodar no sentido de se aproximar da direcção da secção resistente instantânea, de modo a que as fissuras provenientes do punção se venham a encontrar com as que se propagam a partir da matriz, garantindo a separação entre a peça e a banda. A parte da superfície que resulta deste mecanismo designa-se por cone de rotura e caracteriza-se por ter uma certa conicidade, ser irregular e de aparência baça (ver figura 17.9).

Convém ainda notar que durante a fase de propagação das fendas surge o mecanismo de formação das rebarbas. De facto, devido à propagação das fendas abre-se um espaço junto às arestas do punção e da matriz (ver figura 17.9 esquerda) para onde o material que se encontra sob o punção e sobre a matriz pode escoar, dando origem a rebarbas. Naturalmente que a dimensão da rebarba será determinada pelo desgaste das

arestas de corte (quanto maior for o desgaste, maior será o boleamento das arestas de corte e, portanto, menor dificuldade haverá para o material contornar a aresta de corte), pela ductilidade do material que se está a cortar, pela dimensão da folga e também pelo valor da força de corte que é aplicada localmente.

Nestas condições, a morfologia da superfície de uma peça obtida por corte por arrombamento é constituída por quatro zonas distintas; i) o repuchamento, (ii) a zona de penetração, (iii) o cone de rotura e (iv) a rebarba, conforme se representa esquematicamente na figura 17.10.

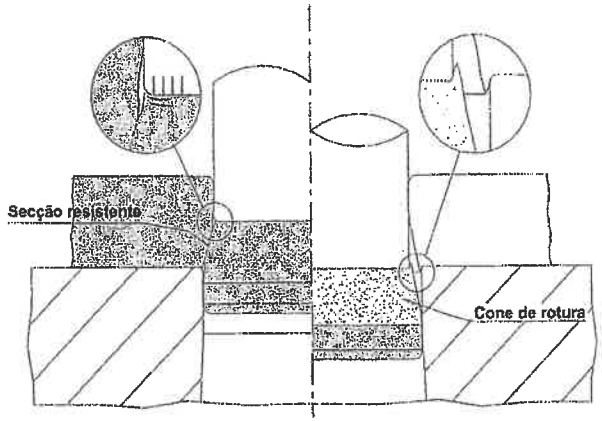
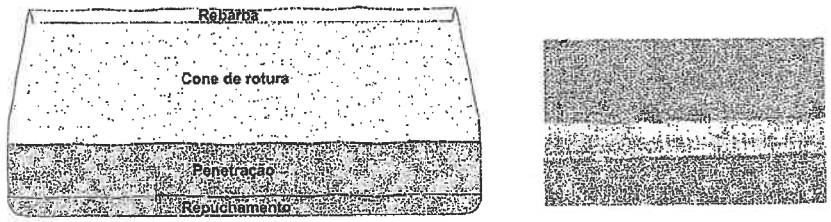


Figura 17.9 Propagação das fendas segundo a direcção resistente, com pormenor de formação da rebarba (esquerda) e separação da peça da banda, com formação do cone de rotura e pormenor mostrando as rebarbas (direita).



(a) (b)

Figura 17.10 a) Morfologia da superfície de uma peça obtida através de corte por arrombamento, b) Pormenor de um corte numa chapa de alumínio AA6060.

Quando se introduziu o corte por arrombamento convencional, distinguiu-se entre operações de corte por arrombamento e de puncionamento. A génese de ambos os processos é a mesma, sendo a diferença atribuída essencialmente ao tipo de peça que se pretende obter; se é a peça que sai pela matriz ou se é a peça que fica sobre a matriz, respectivamente.

No primeiro caso, para que a peça fique com as dimensões exigidas, a cota nominal da peça deve ser atribuída à matriz (uma vez que a matriz reproduz a sua dimensão na zona de penetração da peça), sendo a folga e as tolerâncias de fabrico estabelecidas a partir desse valor nominal. Pelo contrário, quando se tratar de um processo de puncionamento a cota nominal de referência deve ser definida no punção, pelas razões atrás apontadas (ver problema 17.2).

17.2.2 Mecanismo do corte. Considerações teóricas complementares

É interessante mostrar que o modelo teórico usado no parágrafo anterior para descrever o mecanismo de corte por arrombamento, embora seja suficientemente rigoroso para ser aplicado numa perspectiva de engenharia, envolve um conjunto de simplificações. Conforme foi referido o corte por arrombamento processa-se através de um mecanismo de deformação plástica seguido de rotura, admitindo que as forças de corte se distribuem ao longo do perímetro de corte. De entre as várias questões de índole teórica que se podem colocar, constata-se que através deste modelo não é possível avaliar o modo como o valor da folga influencia, por exemplo, a distribuição de tensões na zona do corte. Para que se tenha a noção que o mecanismo de corte por arrombamento é bem mais complexo do que aquele que foi apresentado, ir-se-á ao longo deste parágrafo discutir uma solução baseada no método das linhas de escorregamento. Tal como o modelo anterior também esta solução não é exacta, requerendo, portanto, que se façam algumas aproximações;

1) Admite-se que não existe atrito entre a chapa e a ferramenta.
2) Considera-se que o material apresenta um comportamento mecânico rígido-perfeitamente plástico.
3) Considera-se que o quociente entre o perímetro de corte e a espessura da chapa é suficientemente elevado para que se possa admitir que o material situado na vizinhança das arestas de corte do punção e da matriz se encontra num estado de deformação plana.
4) Admite-se que a transmissão de forças das ferramentas para o material se faz através de uma região de contacto que depende da dimensão da folga, da espessura da chapa e da penetração do punção.

A figura 17.11 apresenta uma solução de linhas de escorregamento proposta por Jimma para um instante genérico de penetração do punção na chapa.

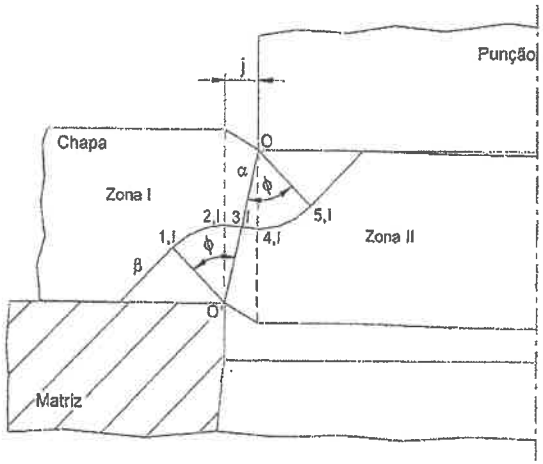


Figura 17.11 Campo de linhas de escorregamento para o corte por arrombamento em condições de deformação plana, sem atrito entre o material e a ferramenta e com folga entre o punção e a matriz.

Este campo de linhas de escorregamento é construído a partir de dois campos uniformes adjacentes ao punção e à matriz, dois leques (O', (1,I), (3,I)) e (O, (3,I), (5,I)) e dois pontos singulares O e O', onde convergem as linhas de escorregamento da família α. O ângulo de abertura dos leques, ϕ, é função da penetração do punção, da espessura da chapa e da folga entre o punção e a matriz. Pode inclusive verificar-se que a abertura dos leques vai aumentando com a penetração do punção na chapa.

A resolução do campo de tensões (ver figura 17.12) inicia-se admitindo que no ponto (3,I) existe um estado de corte puro. Então, para este estado de tensão o pólo, $P_{3,I}$, será definido de tal modo que a direcção de corte máximo com distorção horária (plano das tensões) coincida com a direcção da secção resistente OO' (plano físico). De acordo com a posição do pólo e atendendo à convenção de sinais que define o sentido da distorção das linhas α e β, pode concluir-se que a linha inclinada que passa por (3,I) e une os dois pontos singulares (secção resistente efectiva) é uma linha de escorregamento do tipo α.

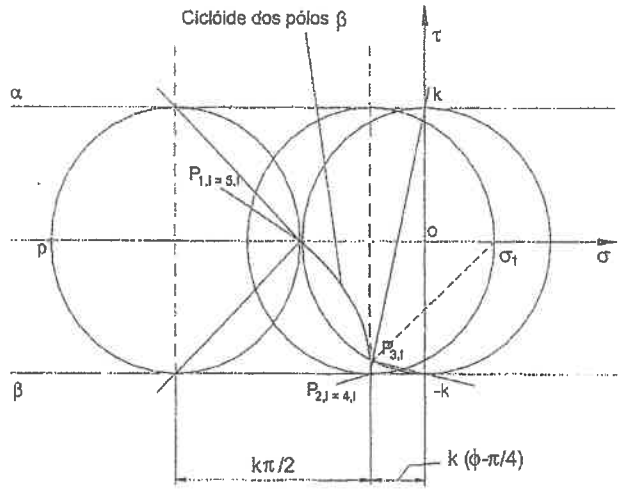
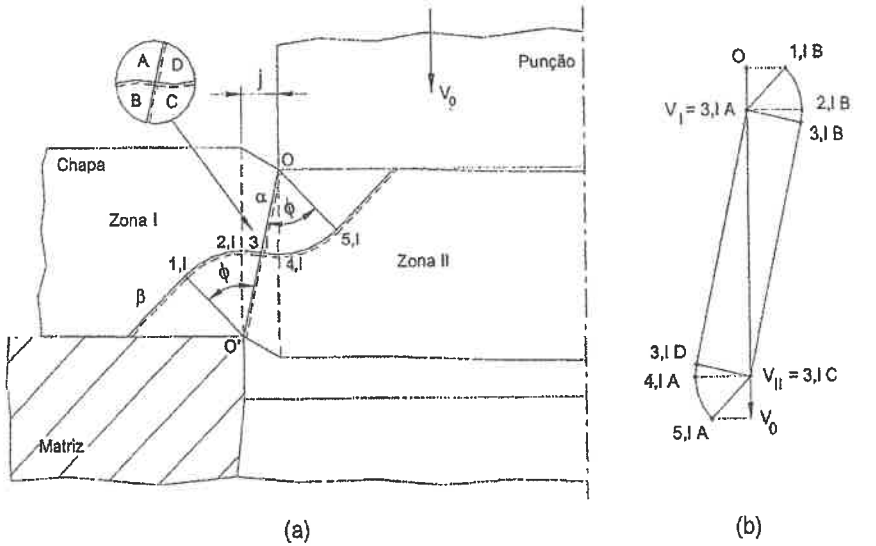


Figura 17.12 Plano das tensões para o campo de linhas de escorregamento apresentado na figura 17.11.

A principal conclusão que resulta da análise do plano de Mohr aponta para a existência de um campo de tensões não uniforme na zona da folga e para um valor de tensão média que se vai tornando cada mais compressivo à medida que o ponto se afasta do ponto (3,I) em direcção às zonas adjacentes ao punção e à matriz. O facto de haver folga é ainda responsável por se desenvolverem estados de tensão de compressão mais acentuados nas zonas do material da chapa localizadas no interior dos campos uniformes adjacentes ao punção e à matriz. Uma outra conclusão que resulta directamente da análise do plano de Mohr prende-se com o facto das fissuras só se poderem propagar no interior da zona da folga. Na verdade, só nesta zona existem direcções segundo as quais estão aplicadas tensões de tracção, pois nas zonas adjacentes ao punção e à matriz o material encontra-se sob a acção de estados de compressão. Esta conclusão, em conjugação com a direcção das faces onde actuam as tensões principais de tracção, σ_1, permite explicar a direcção de propagação das fissuras.

À semelhança do que foi efectuado para o plano das tensões também a determinação do campo de velocidades e a representação dos vectores velocidade no hodógrafo irá apenas ser efectuada para a metade esquerda do corte por arrombamento. A região do material adjacente ao punção move-se com uma componente vertical de velocidade igual à velocidade do punção, v_0, pelo que, qualquer ponto material situado no interior desta

região, delimitada à direita pela linha β, (ver figura 17.13), deverá ter uma componente vertical de velocidade igual à velocidade do punção. A região do material adjacente à matriz apenas se deverá mover na horizontal, pelo que a componente vertical da velocidade do material situado no interior desta região é nula. O repuchamento e a penetração do cunho no material exigem que a zona rígida I também tenha velocidade vertical, v_I. Por seu lado, a zona rígida II tem igualmente velocidade vertical, v_{II}, embora esta seja inferior à velocidade do punção, v_0. Então, para compatibilizar o campo de velocidades há que incluir as linhas de descontinuidade de velocidade, representadas na figura 17.13 pelas linhas a tracejado.



(a) (b)

Figura 17.13 a) Campo de linhas de escorregamento e b) hodógrafo para o corte por arrombamento, em condições de deformação plana, sem atrito entre o material e a ferramenta e com folga entre o punção e a matriz.

Finalmente a figura 17.14 procede a uma representação esquemática, no plano físico, do campo de velocidades que se encontra associado ao escoamento do material durante o processo de corte por arrombamento.

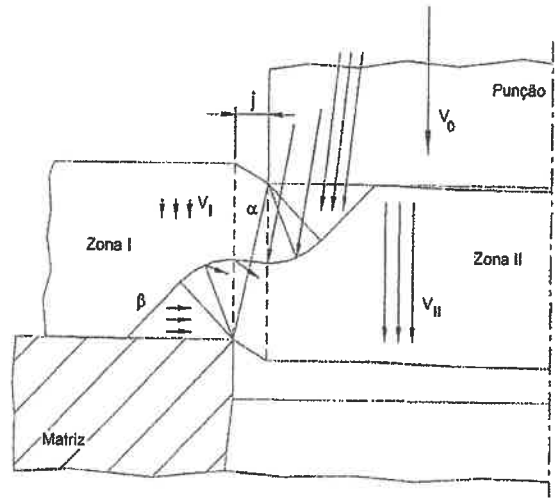


Figura 17.14 Campo de velocidades associado à deformação plástica do material da chapa durante o corte por arrombamento.

17.2.3 Forças e trabalho de corte

Força principal de corte e trabalho de corte

Durante a formação do repuchamento e ao longo da fase de penetração verificam-se simultaneamente dois fenómenos que determinam a evolução da força de corte (ver figura 17.15); se, por um lado, com a penetração do punção a secção resistente vai diminuindo, por outro lado, o material vai encruando devido à deformação plástica crescente. Todavia, o efeito do encruamento prepondera sobre o da diminuição da secção resistente, razão pela qual a força de corte vai aumentando gradualmente até que seja alcançado um valor máximo. A partir deste instante inicia-se a fissuração e, naturalmente, o peso relativo entre os dois efeitos inverte-se.

Após surgirem as fissuras junto das arestas do punção e da matriz a força de corte decresce bruscamente em virtude da rápida diminuição da secção de corte, decorrente da alta velocidade de propagação das fissuras. A estabilização que existe na última parte do gráfico de evolução da força de corte com o deslocamento (ver figura 17.16) deve-se à força que é necessário aplicar para vencer o atrito entre a peça/rombo e as paredes da matriz, e, também, entre o punção e a superfície do furo da banda, durante a fase de extracção da peça/rombo pela matriz.

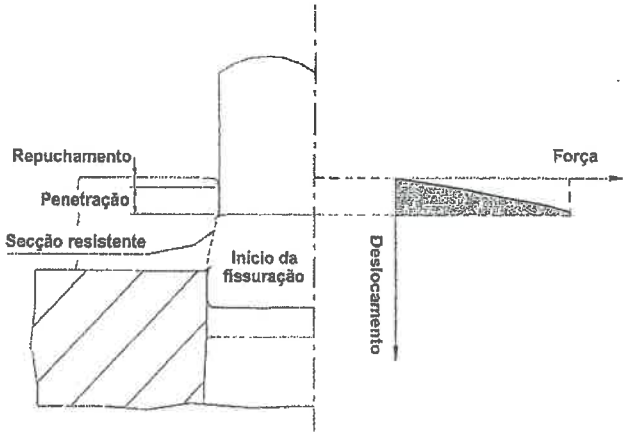


Figura 17.15 Evolução da força de corte com o deslocamento do punção, durante as fases de repuchamento e penetração.

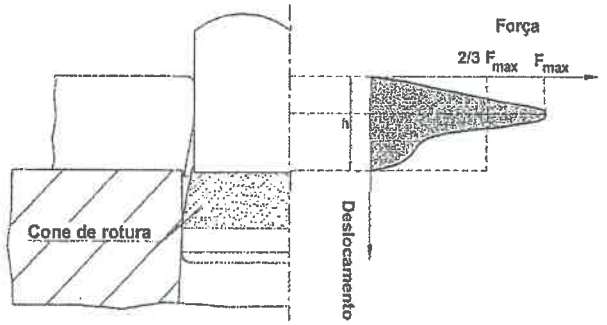


Figura 17.16 Evolução da força de corte com o deslocamento do punção no corte por arrombamento.

A dimensão conjunta das zonas de repuchamento e penetração depende fundamentalmente do valor da folga e das características mecânicas do material. A tabela 17.I apresenta a ordem de grandeza da dimensão desta penetração para diferentes materiais, obtidos para valores de folga ideal, entendendo-se por folga ideal aquela que corresponde ao consumo mínimo de energia, conforme será discutido no próximo parágrafo.

A análise dos valores indicados na tabela 17.I deixa antever que para materiais muito dúcteis o aumento da força de corte, até ao aparecimento das fissuras, será mais gradual, já que o máximo da força de corte é alcançado para uma maior penetração do punção. De modo análogo, também a diminuição da força de corte será mais progressiva, não só porque o material tem maior capacidade para absorver parte da energia de propagação das fissuras, como ainda porque, sendo maior a dimensão da zona de penetração, as forças necessárias para vencer o atrito que se desenvolve entre o rombo/peça e a matriz, e entre o punção e o furo do arco são maiores. Nos materiais menos dúcteis a força de corte cai praticamente a zero após se ter atingido o final da zona de penetração.

	Espessura da banda	
Material	Até 4 mm	Superior a 4 mm
Aço		
Macio	45~60	35~45
Meioduro	35~50	20~35
Duro	20~35	10~20
Alumínio		
Macio	45~65	45
Duro	30~50	30
Latão		
Macio	50~60	50
Duro	20~30	20
Cobre	55	
Bronze	25	
Níquel	55	

Tabela 17.I Dimensão conjunta do repuchamento e da penetração, para valores de folga ideal (valores em percentagem da espessura).

A determinação do valor máximo da força de corte (também designada de força principal de corte), assim como o conhecimento da sua evolução com o curso do punção são importantes tanto para a escolha adequada das máquinas ferramenta, como para o projecto das ferramentas e em particular para o estudo do posicionamento dos punções e das matrizes. Tendo presente que o corte se processa pela acção das tensões de corte na zona da folga, a força máxima de corte será proporcional à tensão de rotura ao corte (para que o encruamento seja considerado), $\tau_{max} = \tau_R$, ao perímetro de corte, p, ao longo do qual se encontram aplicadas as forças de corte e à espessura da chapa, h, sendo dada pela seguinte expressão,

$$F_{max} = \tau_R \, p \, h \qquad (17.2)$$

De um modo geral não se encontra tabelado o valor da tensão de rotura ao corte, τ_R, mas sim a tensão de rotura do ensaio de tracção uniaxial, σ_R. Para relacionar os dois valores sabe-se que o encruamento que o material sofre antes da rotura é maior para estados de tensão de corte puro, do que para a tracção uniaxial, uma vez que neste ensaio a tensão de corte máxima, τ_{max}, surge numa secção com tensões normais de tracção iguais a $\sigma_n = \sigma_R / 2$, enquanto que para condições de corte puro se verifica em secções com $\sigma_n = 0$. Nestas condições, haverá que corrigir o valor da tensão de rotura ao corte, sempre que a mesma for determinada a partir da tensão de rotura do ensaio de tracção uniaxial, obtendo-se,

$$F_{max} = C\,\sigma_R\,p\,h \tag{17.3}$$

O valor da constante de correcção, C, que não é mais do que o quociente entre as tensões de rotura, $C = \tau_R / \sigma_R$, depende fundamentalmente do tipo de material e das respectivas características mecânicas, não tendo um valor constante. A sua variação é da seguinte ordem de grandeza; alumínios, $C = 0.6 \sim 0.75$; latão, $C = 0.65 \sim 0.7$; cobre, $C = 0.65 \sim 0.7$; aço, $C = 0.7 \sim 0.8$; aço inoxidável, $C = 0.75 \sim 0.8$. Em face destes valores é habitual adoptar-se $C = 0.8$ para efeitos de projecto.

Outro dos parâmetros fundamentais para a escolha da prensa é o trabalho de corte que, num gráfico força de corte versus deslocamento do punção, corresponde à área abaixo da curva. O seu valor não pode ser calculado pelo produto da força máxima de corte pela espessura do material a cortar, uma vez que a força de corte não é constante ao longo do curso. Nestas condições, é habitual calcular-se o trabalho de corte através da seguinte expressão,

$$W = Q_w\,F_{max}\,h = \frac{2}{3}\,0.8\,\sigma_R\,p\,h^2 \tag{17.4}$$

em que $Q_w = 2/3$ é um coeficiente de correcção aplicado à força máxima de corte para determinação do trabalho de corte (figura 17.16). Deve finalmente referir-se que quando as arestas de corte perdem o afiamento o valor do trabalho de corte aumenta significativamente, podendo, em alguns casos, crescer cerca de 20% em relação ao valor de referência.

Força de extracção do punção do arco

Depois de efectuado o corte, torna-se necessário inverter o movimento do punção para o extrair da banda. Porém, devido às forças de atrito que se desenvolvem na interface banda/punção, agravadas pela recuperação elástica que entretanto se deu no material cortado, a banda tenderá a acompanhar o movimento de subida do punção e,

portanto, a ficar empenada sobre a matriz. Para evitar este problema é habitual utilizar encostadores que actuados por sistemas elásticos, elastómeros ou cilindros a gás, só para citar algumas das técnicas mais usadas, exercem uma força oposta aquela que deriva do atrito entre o punção e a banda, permitindo, desse modo, a extracção do punção sem qualquer empeno da banda sobre a matriz (ver figura 17.17). Para dimensionar estes dispositivos de fixação torna-se necessário ter uma estimativa do valor da força de extracção do punção.

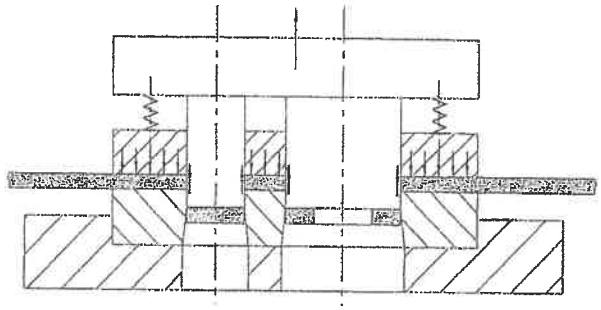


Figura 17.17 Sistema elástico para extracção dos punções da banda.

A força de extracção do punção geralmente expressa-se empiricamente através de uma percentagem da força máxima requerida para o corte por arrombamento. Esta opção deve-se ao facto do seu valor depender de um número significativo de variáveis, como sejam; o tipo de material que se está a cortar, o valor da folga entre as arestas de corte, o acabamento superficial do punção e do número de cortes já efectuados, de se usar ou não lubrificante, da espessura e da quantidade de banda que circunda o punção após efectuado o corte. Deste modo, para o corte em plena chapa é habitual adoptar os seguintes valores em função da espessura do arco, h,

$$F_{ext} = \begin{cases} 0.03\ a\ 0.08\ F_{max} & \text{para} \quad h \le 1\,\text{mm} \\ 0.08\ a\ 0.10\ F_{max} & \text{para} \quad 1 < h \le 2\,\text{mm} \\ 0.10\ a\ 0.13\ F_{max} & \text{para} \quad 2 < h \le 4\,\text{mm} \end{cases} \tag{17.5}$$

Força de ejecção/expulsão da peça/rombo da matriz

Quando for necessário projectar o sistema de ejecção/expulsão da peça/rombo da matriz, torna-se necessário conhecer a força de atrito que se desenvolve entre a parede

direita da matriz e a peça/rombo. Analogamente, o valor desta força depende das características mecânicas do material que se está a cortar, do perímetro de corte e da complexidade geométrica da peça, da dimensão da zona direita da matriz, de se usar lubrificante ou não, do valor da folga entre as arestas de corte, da espessura da peça/rombo, para referir os factores mais importantes. Também neste caso é usual definir o valor da força necessária para ejectar a peça/rombo da matriz a partir do valor máximo da força necessária ao corte por arrombamento,

$$F_{exp} = 0.05 \text{ a } 0.1 \, F_{máx} \qquad (17.6)$$

A força obtida através da expressão (17.6) é, portanto, a força que o sistema de ejecção terá que disponibilizar para expulsar a peça/rombo da matriz, colocando-a sobre a matriz.

17.2.4 Redução da força principal de corte

Existem dois métodos que são geralmente usados para reduzir a força principal de corte; (i) a decalagem de punções e (ii) a inclinação das arestas de corte do punção ou da matriz. Em ambos os métodos o trabalho de corte é realizado durante um curso maior, mas com uma força menor, no entanto, o trabalho total de corte é igual ao que teria de se aplicar caso o corte fosse efectuado com os punções/matrizes sem inclinação e sem decalagem.

Decalagem dos punções

Esta técnica de redução da força de corte consiste em utilizar punções de alturas diferentes e só poderá ser implantada quando existir mais do que um punção de corte (ver figura 17.18). Se a decalagem entre os punções for a adequada, apenas quando o primeiro punção tiver penetrado na chapa de um valor maior que o correspondente ao final da zona de penetração (variando entre $1/3 \sim 1/2 \; h$, conforme as características do material, ver tabela 17.I) é que se deve iniciar o corte com o segundo punção. Deste modo, pode cortar-se ambas as peças ou fazer ambos os furos com uma força consideravelmente inferior à que corresponderia à soma dos dois perímetros cortados em simultâneo. Os gráficos apresentados na figura 17.18b) ilustram a evolução da força para ambos os casos. O princípio da decalagem de punções pode evidentemente ser generalizado para um maior número de punções.

Convém ainda salientar que este processo de redução da força principal de corte não é acompanhado por uma redução no trabalho de corte. De facto, o trabalho de corte é o mesmo, pois as áreas delimitadas pelas curvas que traduzem a evolução da força de corte com o deslocamento são iguais com ou sem decalagem (figura 17.18b)).

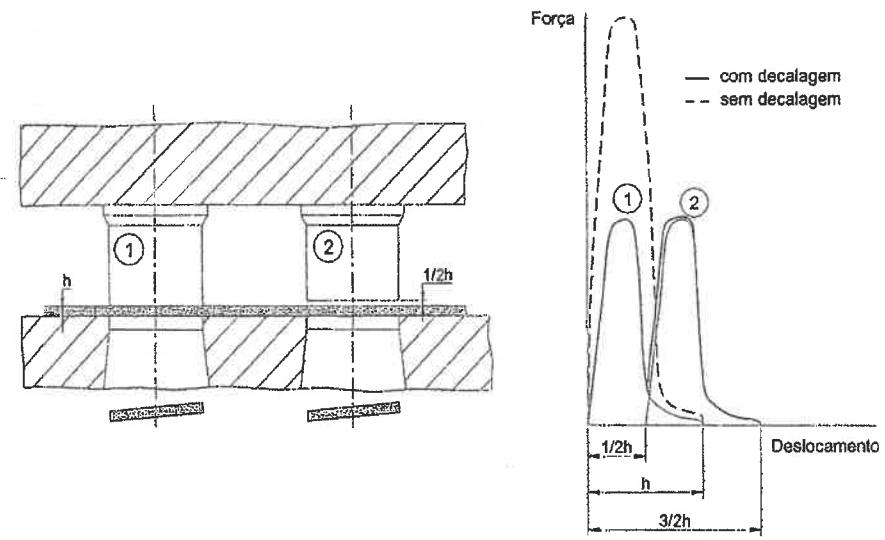


Figura 17.18 Decalagem de punções. a) Representação esquemática para dois punções e b) evolução da força de corte.

A decalagem de punções apresenta, no entanto, alguns inconvenientes, dos quais se destacam:

1) O curso da ferramenta aumenta.
2) A penetração dos punções nas matrizes é maior.
3) Nem sempre é possível manter centrada a resultante das forças de corte relativamente ao eixo da prensa, existindo, nesses casos, uma tendência para o empenamento do sistema de guiamento.

Um outro aspecto que se deve ter em atenção quando se projectam ferramentas com punções decalados relaciona-se com a dimensão dos punções. Assim, quando existem simultaneamente punções de elevadas dimensões e punções de pequena secção transversal, deve fazer-se actuar em primeiro lugar os punções maiores e só depois os menores (ver figura 17.19). Se os punções actuarem ao contrário, primeiro os pequenos e só depois o grande, corre-se o risco de fracturar os punções mais pequenos, uma vez que

quando o punção maior começar a cortar haverá deformação do arco, o que provocará uma solicitação adicional nos punções pequenos que, por já estarem dentro do arco, podem fracturar.

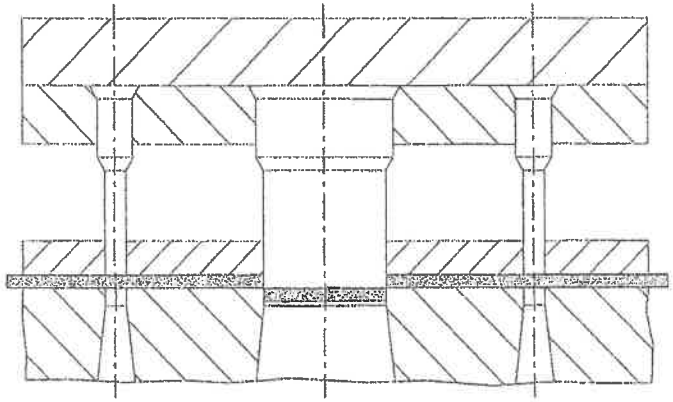


Figura 17.19 Decalagem de punções em que se combinam punções largos com punções pequenos.

Inclinação da aresta de corte da matriz ou do punção

Outro método muito utilizado para reduzir as forças de corte consiste em efectuar o corte progressivamente através da inclinação dos punções ou das matrizes. Deve inclinar-se a matriz quando a operação for de arrombamento, ou seja, quando se pretende produzir a peça que sai pela matriz, uma vez que a chapa tem tendência a ficar com a forma da superfície sobre a qual assenta. Por outro lado, quando se tratar de uma operação de puncionagem deve inclinar-se o punção, pois nessas condições, será o rombo que sairá deformado (ver figura 17.20).

Embora o corte se processe de um modo contínuo, a resultante das forças de corte pode variar de instante para instante, já que o perímetro activo de corte se modifica durante a progressão do punção. Esta situação é de evitar sempre que possível não só porque o desempenho dinâmico da ferramenta pode ser afectado, como o desgaste dos sistemas de guiamento da ferramenta vem muito mais acelerado. Para obviar a este problema, procura-se tornar a ferramenta de corte simétrica, sempre que a geometria da peça que se está a cortar o permitir (ver figura 17.20).

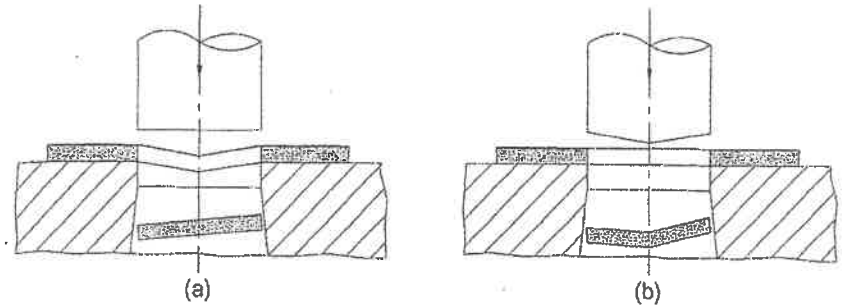


Figura 17.20 Corte inclinado. a) Operação de arrombamento com matriz inclinada e b) operação de puncionamento com punção inclinado.

Através da inclinação do punção/matriz pode obter-se reduções muito significativas da força de corte. Naturalmente que essa redução depende da inclinação, α, que se der às arestas de corte. Como ordem de grandeza, a inclinação máxima dos punções e matrizes não deve ultrapassar os 4°, sendo este valor função da geometria e da dimensão do punção/matriz. De facto, convém notar que a inclinação da aresta de corte em punções pequenos pode diminuir a sua resistência mecânica, pois os momentos flectores que os passam a solicitar são tanto mais intensos quanto maior for a inclinação da aresta de corte.

Para se compreender o modo como se processa o corte através de ferramentas inclinadas, e simultaneamente deduzir uma expressão para a força de corte, considere-se a figura 17.21, na qual se representa o corte de uma chapa de espessura, h, e largura, p, numa guilhotina em que a aresta de corte da lâmina superior tem um ângulo de inclinação, α.

Da análise da figura 17.21 verifica-se que para reduzir a força de corte é fundamental escolher um ângulo de inclinação adequado, pois somente nessas condições se deixa de cortar simultaneamente todo o perímetro e se passa a ter um perímetro activo, p_{act}, de menor dimensão. Para além deste aspecto, as secções *AA*, *BB* e *CC* mostram que na zona do perímetro activo a chapa se encontra em fases de corte diferentes, em dependência directa com as diferentes posições da lâmina. Enquanto que na secção *AA* a chapa já se encontra separada, na secção *BB* está-se no final da zona de penetração, com a iminência de saltarem as fissuras e na secção *CC* apenas neste instante a lâmina começou a actuar a chapa. Na verdade esta descrição evidencia que o corte é progressivo e que por isso os estados de deformação a que a chapa está sujeita são diferentes ao longo do perímetro activo. Então, para determinar a força de corte deve considerar-se que no perímetro activo actua uma tensão de corte média, ou seja,

$\tau_{med} = 2/3\ \tau_R$. O factor de ponderação usado é naturalmente igual ao que foi usado para ponderar a força de corte quando se calculou o trabalho de corte, equação (17.4).

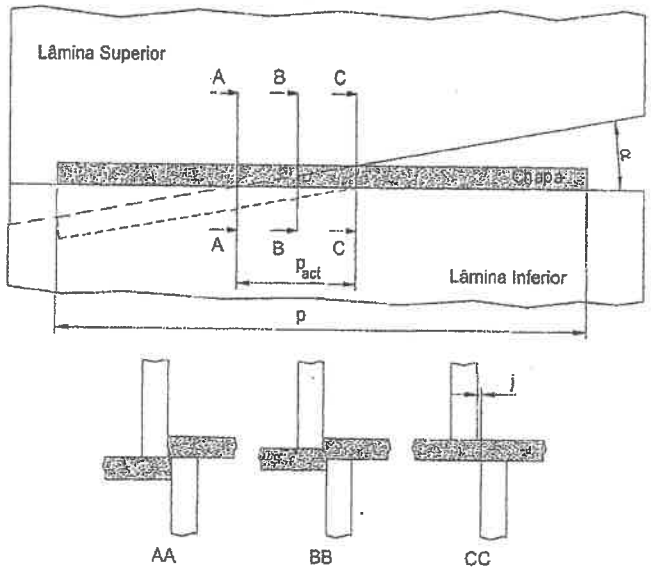


Figura 17.21 Corte de uma chapa numa guilhotina. Três secções na zona do perímetro activo, mostrando os diferentes estádios do corte.

Para melhor ilustrar a evolução da força de corte, representada na figura 17.23, considere-se o modo como varia o perímetro de corte durante o curso da lâmina superior. Assim, considere-se as várias posições da lâmina superior representadas na figura 17.22; entre as posições 1 e 2 a lâmina avança através da espessura da chapa e o perímetro de corte varia desde zero até ao valor máximo de p_{act}, tendo como consequência o aumento da força de corte (de notar que o ligeiro acréscimo que se verifica no final da curva se deve à flexão que a chapa sofre devido a encostar à lâmina superior).

Depois de alcançada a posição 2 e até chegar à 4, o que corresponde a um avanço da lâmina de $(p \tan \alpha - h)$, o perímetro de corte mantém-se constante e igual ao perímetro activo, p_{act}, facto que se traduz no valor sensivelmente constante que a força de corte assume durante esta fase do corte. Uma vez alcançada a posição 4 a lâmina de corte avançará a espessura da chapa até à completa separação, levando a que a força de corte

decresça até zero, em virtude do perímetro de corte se ir reduzindo desde o valor máximo até zero.

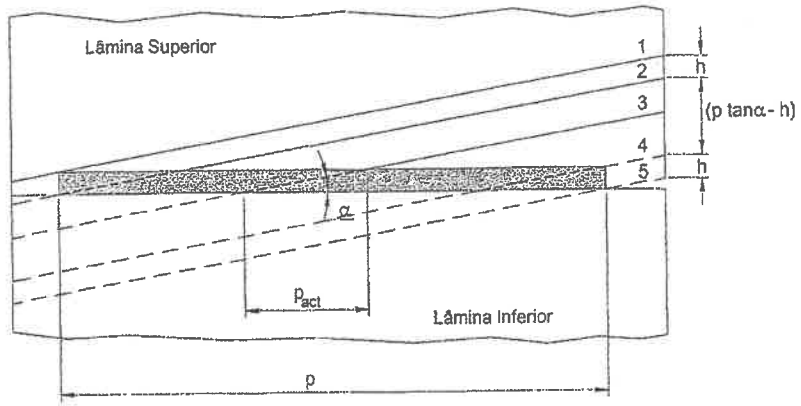


Figura 17.22 Evolução do perímetro activo durante o corte numa guilhotina.

Nestas condições, a força de corte para o caso de se inclinarem as arestas do punção ou da matriz pode ser calculada através de,

$$F_{max} = \frac{2}{3}\ 0.8\sigma_R\ p_{act}\ h \tag{17.7}$$

De um modo simples pode provar-se que o trabalho de corte é igual para o corte direito e inclinado, desde que se despreze o trabalho associado à deformação que a chapa sofre em consequência da inclinação das lâminas. Assim, o trabalho para o corte inclinado será dado pela área da curva da força de corte com o deslocamento, ou seja,

$$\begin{aligned} W_{ci} &= F_{max}\ (h + p \tan \alpha - h) \\ &= \frac{2}{3}\ 0.8\ \sigma_R\ p_{act}\ h\ p \tan \alpha \\ &= \frac{2}{3}\ 0.8\ \sigma_R\ p\ h^2 \end{aligned} \tag{17.8}$$

uma vez que $h = p_{act} \tan \alpha$, conforme se pode verificar na figura 17.22. Comparando as equações (17.4) e (17.8) fica então demonstrada a igualdade entre os trabalhos de corte do corte direito e inclinado.

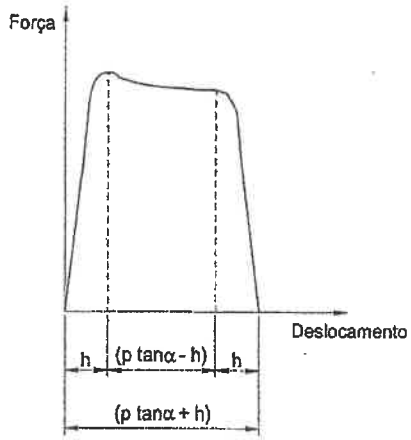


Figura 17.23 Evolução da força de corte para o corte de uma chapa numa guilhotina.

Embora tenha sido usado o corte em guilhotina para explicar a mecânica do corte inclinado, apresenta-se no final deste capítulo o problema 17.2, no qual são usadas matrizes inclinadas para reduzir a força de corte de uma operação de arrombamento de discos.

17.2.5 Resultante das forças de corte

Quando a ferramenta executa uma peça de geometria complexa ou quando se produzem vários cortes diferentes na mesma ferramenta, é necessário garantir que a resultante das forças de corte fica alinhada com o eixo da corrediça da prensa. Com este procedimento evitam-se vibrações e desalinhamentos e, portanto, desgastes desnecessários nos sistemas de guiamento das ferramentas e das prensas.

Se a ferramenta possuir um único punção e a geometria de corte for simétrica, naturalmente que o ponto de aplicação da força coincide com o eixo geométrico do punção. Porém, se o contorno de corte não for simétrico e/ou se a ferramenta possuir vários punções e/ou encostadores para fixar a banda, tem que se determinar o ponto de aplicação da resultante das forças. O método a seguir para calcular o ponto de aplicação da resultante encontra-se ilustrado na figura 17.24.

O cálculo tem por finalidade encontrar o ponto onde o somatório dos vários momentos resultantes das diferentes forças actuantes na ferramenta se anula. A origem para o sistema de eixos é em geral considerada num dos cantos do tecto da ferramenta. Assim,

em primeiro lugar é necessário determinar, para cada um dos punções/sistemas de fixação, onde se situa o ponto em que a respectiva força está aplicada, ou seja, no caso dos punções é preciso calcular o centro de gravidade de cada uma das formas geométricas que se está a cortar. Nestas condições, as coordenadas do ponto em que os momentos se anulam serão dadas por,

$$x = \frac{F_1x_1 + F_2x_2 + \cdots + F_nx_n}{F_1 + F_2 + \cdots + F_n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} F_i x_i}{\sum_{i=1}^{n} F_i}$$

$$y = \frac{F_1y_1 + F_2y_2 + \cdots + F_ny_n}{F_1 + F_2 + \cdots + F_n} = \frac{\sum_{i=1}^{n} F_i y_i}{\sum_{i=1}^{n} F_i} \qquad (17.9)$$

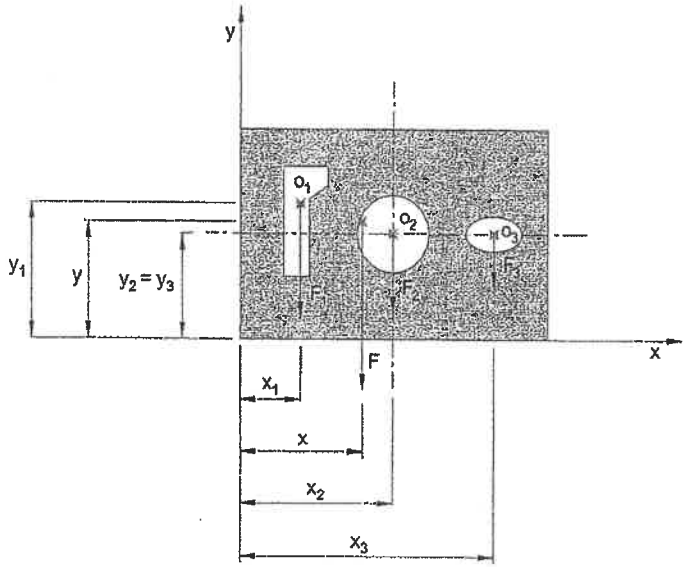


Figura 17.24 Determinação do ponto de aplicação da resultante das forças.

17.2.6 Dimensão mínima de corte. Encurvadura de punções

Quando as forças de corte que actuam sobre o punção ultrapassarem determinados limites o punção pode danificar-se, podendo inclusivamente levar à avaria da própria ferramenta. Se o limite elástico do material do punção for ligeiramente excedido, as paredes laterais do punção irão expandir em consequência da deformação plástica, tendo como resultado a sua prisão no arco ou eventualmente na própria matriz. Então, durante a fase de desembainhamento do punção as forças envolvidas podem ser tão elevadas que provoquem a fractura do punção, o que a acontecer surge geralmente na zona da cabeça ou então junto à sua extremidade.

Este facto leva a que no dimensionamento dos punções se deva assegurar que a tensão de trabalho, σ_t, seja inferior a uma tensão admissível de projecto, σ_{adm}, geralmente definida a partir da tensão limite de elasticidade (ou da tensão de cedência) do material do punção, afectada por um coeficiente de segurança que varia usualmente entre 1.5 e 2. Nestas condições, tem-se,

$$\sigma_t = \frac{F_{max}}{S_p} \leq \sigma_{adm} \tag{17.10}$$

em que S_p é a área da secção transversal do punção.

Este mesmo aspecto leva a que existam limitações quanto ao diâmetro mínimo do furo que pode ser feito por arrombamento. Assumindo que o furo tem geometria circular a equação (17.10) fica,

$$\frac{F_{max}}{S_p} = \frac{0.8\,\sigma_R\,2\pi r\,h}{\pi r^2} \leq \sigma_{adm} \quad \Rightarrow \quad r_{min} \geq 1.6\,h\,\frac{\sigma_R}{\sigma_{adm}} \tag{17.11}$$

em que r_{min} é o raio mínimo que pode ser cortado, h a espessura do arco, σ_R a tensão de rotura do material do arco e σ_{adm} a tensão admissível adoptada para o material do punção.

O segundo tipo de avaria que pode surgir nos punções acontece quando a força de compressão resultante do corte for suficiente para provocar a encurvadura do punção. A verificação do comprimento livre do punção faz-se habitualmente através da fórmula de Euler, a qual nos permite calcular a carga crítica de instabilidade, P_{cri}, em função dos constrangimentos existentes e da geometria da secção do punção,

$$P_{cri} = C_c \pi^2 \frac{E\,I}{L^2} \tag{17.12}$$

em que o coeficiente C_c depende do modo como o punção está fixado (segundo Euler este coeficiente vale 1/4 para vigas encastradas numa extremidade e livres na outra, 2.05 para vigas encastradas de um lado e simplesmente apoiadas do outro e 4 para vigas encastradas de ambos os lados), E é o módulo de elasticidade do material do punção, I o momento de inércia da secção (mínimo) e L o comprimento livre do punção.

De um modo geral, o cálculo dos punções à instabilidade é efectuado considerando-o encastrado no porta punções e livre na outra extremidade (situação mais desfavorável, pois equivale a adoptar na fórmula de Euler, $C_c = 1/4$), porém, nos casos em que a ferramenta possui placa guia, a verificação pode fazer-se admitindo que o punção está encastrado no porta punções e apoiada a outra extremidade na placa guia, o que equivale a tomar $C_c = 2.05$. Em qualquer dos casos, a condição de cálculo é então a seguinte,

$$P_{cri} < C_s\,F_{max} \tag{17.13}$$

em que C_s é um coeficiente de segurança que varia habitualmente entre 2 e 3 e F_{max} é a força máxima da operação de corte. Explicitando a equação (17.13) em termos de comprimento crítico, obtém-se,

$$L_{cri} > \sqrt{\pi^2 \frac{C_c}{C_s} \frac{E\,I}{F_{max}}} \tag{17.14}$$

17.2.7 Qualidade das superfícies obtidas. Folgas

Conforme descrito no § 17.2.1 a superfície de uma peça cortada por arrombamento tem uma morfologia característica, constituída pelo repuchamento, por uma zona de penetração, relativamente perfeita e polida, pelo cone de rotura, com conicidade e de aspecto rugoso e superfície irregular, e por uma rebarba localizada na superfície livre oposta à da do repuchamento (figura 17.10). Todavia, este tipo de superfície cortada obtém-se para valores de folga que dependem das características mecânicas do material, da geometria e do estado de conservação das ferramentas, designada habitualmente por folga ideal e cujo valor se encontra tabelado.

Interessa, agora, discutir que alterações serão de esperar nos casos em que a folga da ferramenta for diferente da folga ideal. Tomando uma folga inferior, j_r, à folga ideal, j_i, uma menor penetração do punção será suficiente para que se atinja a distorção máxima do material, γ_{max}, (cujo valor depende essencialmente das suas características mecânicas), conduzindo a que as fissuras surjam e se propaguem mais cedo, podendo acontecer que atinjam o limite da zona solicitada sem se encontrarem (ver figura 17.25).

Se tal acontecer, a propagação das fissuras cessará e, devido à continuação do avanço do punção, reiniciar-se-á uma nova fase de deformação plástica, com o

aparecimento de uma segunda zona de repuchamento/penetração, seguida de fractura. Este processo repetir-se-á até que as fissuras se encontrem e possibilitem a separação da peça do arco. A morfologia da superfície cortada vem alterada, ficando com o aspecto da superfície do tipo IV ou V ilustrada na figura 17.27, consoante o valor da folga.

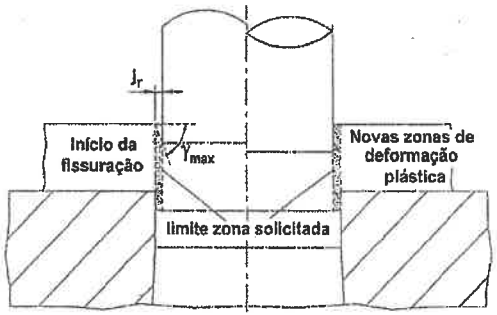


Figura 17.25 Folga inferior à ideal. Interrupção da propagação das fissuras e criação de novas zonas de deformação plástica.

A influência da folga não se reduz à alteração da morfologia da superfície cortada, o seu valor afecta igualmente o valor máximo e a própria evolução da força de corte com a penetração do punção. A evolução da força de corte com o deslocamento do punção encontra-se representada esquematicamente na figura 17.26a) para a folga ideal, j_i, e para uma folga de menor dimensão, j_r.

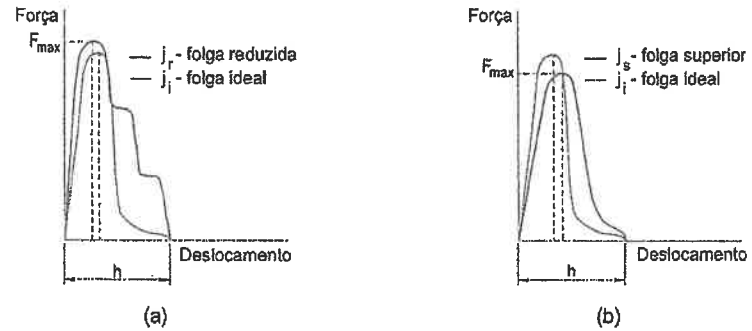


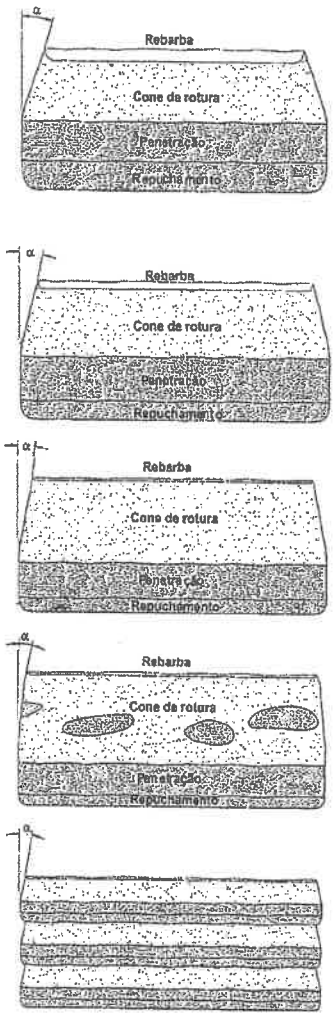
Figura 17.26 a) Evolução da força de corte para folgas inferiores à ideal e b) evolução da força de corte para folgas superiores à ideal.

Da análise da figura anterior verifica-se que o máximo da força de corte surge para uma menor penetração do cunho, em conformidade com o facto de também o valor da distorção máxima do material, γ_{max}, ser atingido mais cedo. Também o valor máximo da força de corte, para a folga menor, é superior ao do da folga ideal, em virtude da secção resistente aumentar à medida que a folga diminui. Por outro lado, a queda da força de corte, iniciada após a fissuração, faz-se de um modo mais suave, em consequência das fendas alcançarem o limite da zona solicitada sem se encontrarem e, em face disso, o corte ter que se reiniciar com novas zonas de deformação plástica e fractura. A última conclusão que se pode tirar tem a ver com o trabalho de corte que, no caso da folga mais reduzida, é superior, podendo o aumento ser bem significativo para folgas muito reduzidas.

Quando o corte se processa com uma folga superior, j_s, à folga ideal o repuchamento toma-se muito acentuado, o empeno provocado pelo momento flector também será maior e a superfície obtida será muito imperfeita, possuindo um cone de rotura excessivamente aberto e uma rebarba exagerada. Estas características encontram-se representadas na figura 17.27 pelas superfícies do tipo I ou II. Estas condições podem resultar do prolongamento excessivo do uso da ferramenta entre afiamentos, sendo apenas admissível em trabalhos de pequena precisão ou na obtenção de cortes para os quais a rebarba e o repuchamento não influenciem o desempenho da peça.

No que se refere à evolução da força de corte com o deslocamento do punção, na figura 17.26b) representa-se esquematicamente a variação para a folga ideal, j_i, e para uma folga superior, j_s. A análise do gráfico permite concluir que o máximo da força surge para uma maior penetração do cunho, em conformidade com o facto de também o valor da distorção máxima do material, γ_{max}, ser atingido mais tarde. Por outro lado, o valor máximo da força de corte para a folga maior é inferior ao do da folga ideal, em virtude da secção resistente ser menor para aquela. Também a queda da força de corte, depois de iniciada a fissuração, se faz de um modo mais suave, em consequência das zonas de repuchamento e penetração serem maiores e, por isso, desenvolverem maiores forças de atrito. Então, também para estes casos o trabalho de corte é superior aquele que se consumiria se o corte fosse efectuado com a folga ideal.

Em face do que foi referido anteriormente compreende-se que a folga seja um parâmetro essencial do corte por arrombamento, não só do ponto de vista da qualidade das superfícies obtidas, como também do ponto de vista das forças aplicadas. Também o conceito de folga ideal ficou estabelecido, como sendo a folga para a qual o trabalho consumido é mínimo. A tabela 17.II apresenta, para os materiais mais usados, os valores da folga por lado (em percentagem da espessura do arco) a usar para se obterem superfícies com a morfologia indicada na figura 17.27. Os valores de folga fornecidos na tabela 17.II são empíricos, razão pela qual variam muitas vezes consoante as fontes.



Tipo I

Este tipo de superfície é geralmente obtido quando se trabalha no limite superior das folgas utilizáveis, ou seja, quando o uso da ferramenta é prolongado até ao máximo admissível. Apresentam um repuchamento grande, um cone de rotura muito aberto e uma rebarba importante. Estas superfícies são somente permitidas em trabalhos de pouca precisão ou em operações em que o repuchamento e a rebarba não afectem a utilização da peça.

Tipo II

A superfície de corte caracteriza-se por ter um elevado repuchamente e um cone de rotura de abertura média. Está geralmente associada a folgas a que corresponde o máximo da vida da ferramenta, produzindo ainda peças aceitáveis para a generalidade das aplicações.

Tipo III

Corresponde à folga ideal. A superfície apresenta um equilíbrio entre as diferentes zonas, podendo considerar-se a mais perfeita.

Tipo IV

Aconselhada para peças que irão sofrer operações de acabamento, como seja o 'shaving' ou aparamento.

Tipo V

As folgas que conduzem a este tipo de superfície provocam, geralmente, uma menor vida da ferramenta, em especial no caso de materiais duros. Podem, no entanto, ser adequadas para materiais macios com sejam o latão, chumbo, alumínio ou cobre macio.

Figura 17.27 Morfologia da superfície obtida no corte por arrombamento em função do valor da folga entre o punção e a matriz.

Material	Folga – percentagem da espessura do arco				
	Tipo I	Tipo II	Tipo III	Tipo IV	Tipo V
Aço elevado teor carbono	23	18	15	12	-
Aço macio	21	12	9	6.5	2
Aço inoxidável	23	13	10	4	1.5
Cobre					
Duro	25	11	4	3.5	1.25
Macio	26	8	6	3	0.75
Bronze fosforoso	25	13	11	4.5	2.5
Latão					
Duro	24	10	7	4	0.8
Macio	21	9	6	2.5	1
Alumínio					
Duro	20	15	10	6	1
Macio	17	9	7	3	1
Magnésio	16	6	4	2	0.75
Chumbo	22	9	7	5	2.5

Tabela 17.II Folgas por lado em função do material e do tipo de superfície a obter, conforme morfologia ilustrada na figura 17.27.

Material	Tensão de rotura ao corte τ_R (MPa)
Folha de estanho laminada	35.0
Zinco	
Chapa laminada	124.0
Laminado	138.0
Cobre	175.0
Latão	240.0
Bronze	242.0
Alumínio	
Macio	69.0
Melo duro	138.0-207.0
Duro	276.0
Aço	
0.1% carbono, laminado a quente	241.0
0.1% carbono, laminado a frio	310.0
0.2% carbono, laminado a quente	310.0
0.2% carbono, laminado a frio	380.0
0.3% carbono, laminado a quente	380.0
0.3% carbono, laminado a frio	450.0
Aço inoxidável	480-690
Aço de liga	520-590

Tabela 17.III Tensão de rotura ao corte para vários materiais.

Um modo alternativo de determinar o valor da folga por lado em função da espessura do arco e das características mecânicas do material consiste em aplicar a seguinte relação,

$$j = C_h h\sqrt{\tau_R} \qquad (17.15)$$

em que j é a folga radial, C_h um coeficiente que depende da espessura do arco ($C_h = 0.00145 \sim 0.00963$ até espessuras de 3 mm e $C_h = 0.00205 \sim 0.012$ para espessuras superiores a 3 mm), h é a espessura do arco e τ_R (MPa) é a tensão de rotura ao corte do material, dada para aos materiais mais usados na tabela 17.III.

17.2.8 Aproveitamento do arco/banda metálica

A disposição das peças na banda metálica é determinante para a economia do processo, e a sua quantificação fundamental para o apuramento do custo final de cada unidade produzida, particularmente quando se trata de séries de produção muito elevadas. Acresce ainda que o estudo da implantação das peças na banda metálica é geralmente um excelente ponto de partida para a concepção e projecto da ferramenta.

Para que se possam comparar as diversas implantações de uma peça sobre a banda metálica, define-se percentagem de utilização da banda metálica, P_u, através do seguinte quociente,

$$P_u = \frac{S_p\, n_m}{S_m} \times 100\% \qquad (17.16)$$

em que S_p é área de uma peça, n_m o número de peças fabricadas por cada metro de banda metálica e S_m a superfície total de um metro de banda metálica.

Numa perspectiva de aproveitamento do arco existem algumas regras que se devem ter presentes quando se estuda a implantação das peças na banda:

1) A colaboração entre quem concebe a peça e o projectista de ferramentas pode ajudar a minimizar o desperdício.

2) O melhor aproveitamento do arco é conseguido quando a geometria das peças está completamente interligada, ou seja, quando pode ser cortada da banda sem deixar qualquer desperdício (ver figura 17.28). Nestes casos as ferramentas de corte são de maior complexidade, até porque as peças ficam com rebarba de ambos os lados.

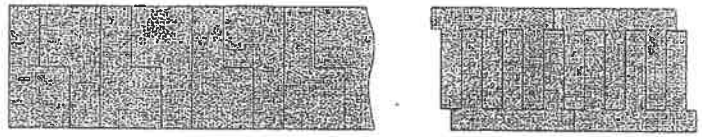
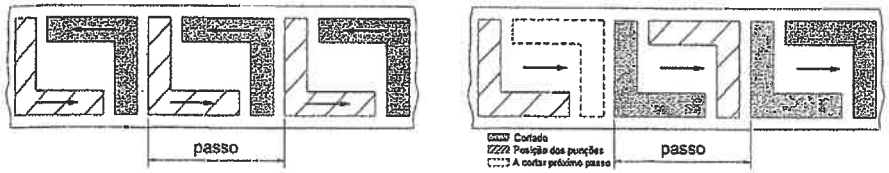


Figura 17.28 Exemplos de implantações favoráveis na banda.

3) Deve evitar-se, sempre que possível, uma segunda passagem do arco pela ferramenta para cortar peças invertidas (ver figura 17.29a)), uma vez que na segunda passagem podem surgir problemas de alimentação, devido à deformação do arco durante a primeira passagem. Nestes casos, deve sempre utilizar-se fieiras de desempeno. A figura 17.29b) mostra como se poderia evitar a dupla passagem, mantendo a mesma implantação, mas tendo que recorrer a dois conjuntos punção/matriz na mesma ferramenta.



(a) (b)

Figura 17.29 a) Dupla passagem com inversão do sentido de avanço. O arco depois de ter passado uma vez pela ferramenta é de novo introduzido mas invertendo o sentido de alimentação, e b) corte em passagem simples com cunhos desencontrados, neste caso serão necessários dois conjuntos punção/matriz.

4) Muitas vezes o arranjo múltiplo de peças no arco é mais económico. Naturalmente que depende da geometria da peça que se pretende cortar, porém, existem casos em que os ganhos que se podem obter são significativos, conforme se ilustra para um caso simples na figura 17.30.

5) Para definir as dimensões do arco, evitando-se problemas de alimentação e de defeitos de forma, devem respeitar-se os excessos representados na figura 17.31 e indicados na tabela 17.IV em função da geometria da peça e da espessura da banda.

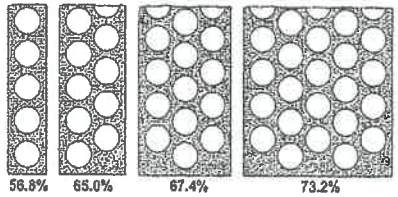


Figura 17.30 Implantação múltipla, mostrando o aumento da percentagem de utilização do arco, P_u.

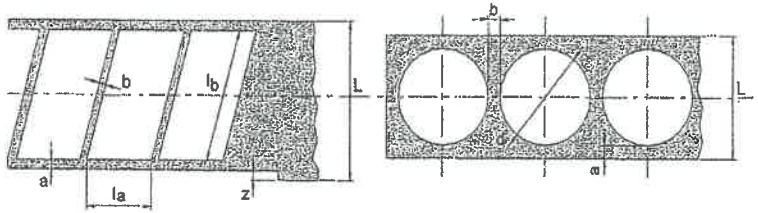


Figura 17.31 Variáveis para definir as dimensões do arco. Valores indicados na tabela 17.IV.

Largura do arco, L	Largura l_b (mm) ou comp l_a (mm)	Excessos a e b	Espessura do arco, h (mm)						
			0.1	0.5	1.0	1.5	2.0	2.5	3.0
Até 100 mm	Até 10 e peças circulares	b	0.8	0.8	1	1.3	1.6	1.9	2.1
		a	1	0.9					
	11...50	b	1.6	0.9	1.1	1.4	1.7	2	2.3
		a	1.9	1.0					
	51...100	b	1.8	1.0	1.3	1.6	1.9	2.2	2.5
		a	2.2	1.2					
	>100	b	2.0	1.2	1.5	1.8	2.1	2.4	2.7
		a	2.4	1.5					
	Excesso para punções de passo, z		1.5			2.2	3	3.5	4.5
Entre 100 e 200 mm	Até 10 e peças circulares	b	0.9	1.0	1.1	1.4	1.7	2	2.3
		a	1.2	1.1					
	11...50	b	1.8	1.0	1.3	1.6	1.9	2.2	2.5
		a	2.2	1.2					
	51...100	b	2.0	1.2	1.5	1.8	2.1	2.4	2.7
		a	2.4	1.5					
	>100	b	2.2	1.4	1.7	2	2.3	2.6	2.9
		a	2.7	1.7					
	Excesso para punções de passo, z		1.5			2.5	3.5	4	5

Tabela 17.IV Excessos para definir dimensões do arco. Variáveis definidas na figura 17.31.

17.2.9 Temperatura e desgaste de punções e matrizes

Um modo expedito, mas pouco preciso, para se estimar o aumento de temperatura resultante da deformação plástica, consiste em considerar que a distorção na zona da folga é uniforme, instantânea e adiabática. Nestas condições, viu-se no § 5.8.2, que o aumento de temperatura da zona em deformação plástica é directamente proporcional ao trabalho por unidade de volume, ou seja,

$$\Delta T = \frac{\alpha W}{V \rho c} \tag{17.17}$$

em que α é o coeficiente que estabelece a percentagem de trabalho plástico que é convertido em calor (geralmente, $\alpha = 0.9 \sim 0.95$), W o trabalho de corte, V o volume de material movimentado, e ρ e c a densidade e o calor específico do material, respectivamente. Aplicando a equação (17.17) ao corte por arrombamento, obtém-se,

$$\Delta T = \frac{\alpha W}{V \rho c} = \frac{\alpha Q_w F_{max} h}{p h j \rho c} = \frac{\alpha Q_w C \sigma_R p h}{p j \rho c} = \frac{h}{j} \frac{\alpha Q_w C \sigma_R}{\rho c} \tag{17.18}$$

em que Q_w é o coeficiente de correcção que se aplica à força máxima de corte, F_{max}, para calcular o trabalho de corte, C é o coeficiente de correcção aplicado à tensão de rotura, σ_R, j é a folga e h é a espessura do material.

A aplicação da expressão anterior a alguns casos concretos mostra que o aumento de temperatura pode ser significativo na zona da folga, influenciando directamente a vida das ferramentas. Pode ainda concluir-se que o acréscimo de temperatura na zona da folga aumenta com a diminuição da folga e com o aumento da espessura e da tensão de rotura do material da chapa. Finalmente, deve referir-se que a velocidade de corte também tem uma influência muito significativa na temperatura desenvolvida, uma vez que quanto menor for a velocidade de corte menos adiabático é o processo e portanto maior será o escoamento de calor na zona em deformação.

O corte por arrombamento sujeita os punções e as matrizes a níveis de desgaste consideráveis. A figura 17.32 mostra a localização dos principais tipos de desgaste para os componentes activos das ferramentas de corte por arrombamento. Os desgastes da aresta de corte (desafiamento das arestas de corte) e das superfícies laterais do punção e da matriz resultam de mecanismos de adesão e de abrasão, originados pelo escorregamento entre os punções/matrizes e as superfícies das peças que sofreram elevados níveis de encruamento. A presença de rebarbas significativas ou de partículas abrasivas acentua qualquer destes desgastes. O desgaste da superfície lateral do punção geralmente é caracterizado através do comprimento desgastado, l.

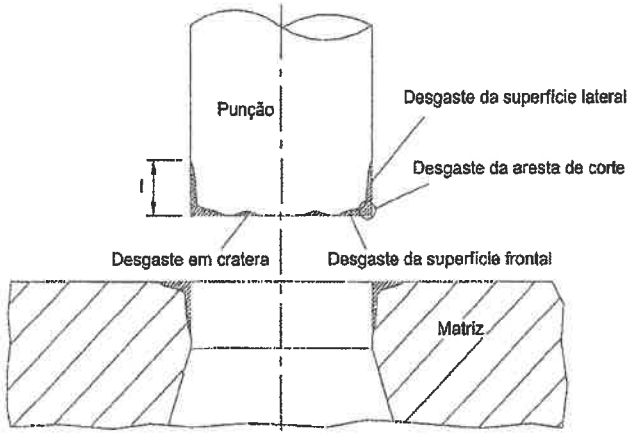


Figura 17.32 Representação esquemática dos tipos de desgaste que se verificam nos punções e nas matrizes de corte por arrombamento.

Forças de corte elevadas, folgas reduzidas e esforços de impacto significativos (geralmente associados a cadências de produção elevadas) agravam o desgaste da aresta de corte e dão origem ao desgaste da superfície frontal do punção. Estas condições podem inclusivamente, em alguns casos, provocar o aparecimento de desgastes em forma de cratera. Também a deformação e a recuperação elástica das peças durante e após o corte acentuam o desgaste na superfície frontal do punção, uma vez que provocam movimentos relativos entre as peças cortadas e os punções.

As elevadas taxas de produção contribuem para elevar a temperatura de trabalho que, por exemplo, no caso do aço inoxidável pode alcançar acréscimos de cerca de 80°C no corte a seco e de 50°C no corte lubrificado, valores suficientes para acelerar o desgaste abrasivo e a oxidação das ferramentas.

O comprimento do punção e a altura da parte direita da matriz devem ser projectados tendo em consideração o material que é cortado (ou removido) em cada afiamento do conjunto punção/matriz. Uma estimativa do valor do comprimento removido durante a vida útil de uma ferramenta de corte por arrombamento obtém-se através de,

$$l_{total} = \frac{l_{af}\, n_p}{n_{af}} \qquad (17.19)$$

em que l_{af} representa o comprimento cortado em cada operação de afiamento (valor variável entre 0.15 mm e 0.5 mm), n_p o número total de peças a fabricar e n_{af} o número de peças cortadas entre dois afiamentos sucessivos. Convém referir, a este propósito, que

a prática industrial aconselha a limitar o comprimento total de afiamento dos punções e das matrizes a valores próximos dos 6 a 8 mm, como forma de se evitar uma frequência anormal de quebras e avarias.

17.2.10 Ferramentas para corte por arrombamento

Este parágrafo destina-se fundamentalmente a classificar os principais tipos de ferramentas de corte por arrombamento em função do modo como funcionam. Assim, é habitual distinguir três tipos básicos de ferramentas; i) as de corte simples, ii) as de corte em fases progressivas e iii) as de cortes composto ou simultâneo.

Ferramentas de corte simples

Este tipo de ferramentas executa exclusivamente cortes interiores ou exteriores (periféricos) podendo, no entanto, possuir vários punções e matrizes.

Ferramentas de corte em fases progressivas

Este tipo de ferramentas consiste numa combinação de ferramentas de corte simples que permite executar simultaneamente os cortes interiores e exteriores (ver figura 17.33). O princípio de funcionamento deste tipo de ferramentas baseia-se numa sequência de operações ou fases. Na primeira fase executam-se os cortes interiores, enquanto que na segunda fase são feitos os cortes exteriores e, por conseguinte, a separação da peça da banda metálica.

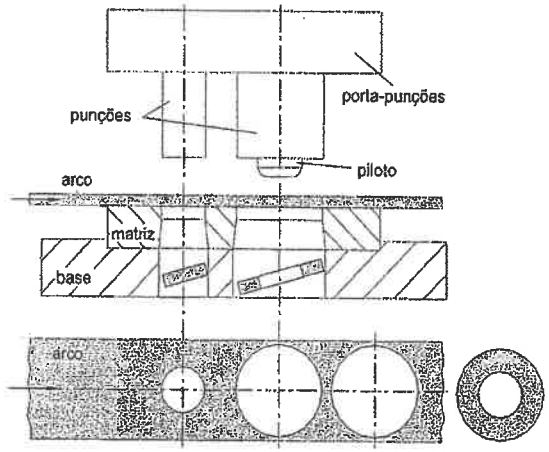


Figura 17.33 Ferramenta de corte em fases progressivas para o fabrico de anilhas.

A cada golpe da prensa corta-se o perfil exterior duma peça e os interiores da peça seguinte. Deste modo, é fundamental que, antes de cada golpe da prensa, se faça avançar a banda metálica (arco) e se proceda à sua centragem por meio de guias ou pilotos montados nos punções. Este tipo de ferramenta apresenta a vantagem de permitir obter peças com perfil interior e exterior duma só vez, reduzindo consideravelmente o preço da ferramenta para um determinado fabrico. Contudo, existe a possibilidade de aparecerem diferenças na colocação ou centramento dos furos e nem sempre as peças cortadas ficam perfeitamente planas.

Ferramentas de corte composto ou simultâneo

Este tipo de ferramentas apresenta a partícularidade de executar os cortes interiores e exteriores simultaneamente (ver figura 17.34).

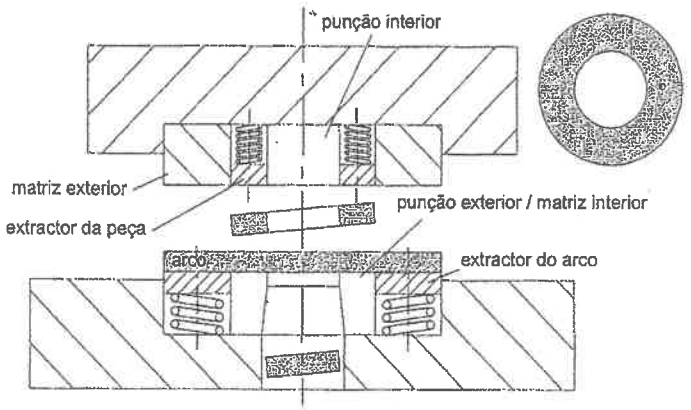


Figura 17.34 Ferramenta de corte composto ou simultâneo para o fabrico de anilhas.

A principal vantagem deste tipo de ferramentas reside no facto de se conseguirem fabricar peças com grande precisão dimensional. As peças saem planas não só porque são fixadas por encostadores/desembainhadores durante o corte, mas também porque não tem que haver deslocamento entre as diferentes estações de corte. A principal desvantagem deste tipo de corte reside no aumento dos padrões de exigência na concepção e fabrico das ferramentas e, portanto, no aumento do custo final das peças.

17.3 'Shaving' ou aparamento

17.3.1 Introdução

O 'shaving' ou aparamento pode considerar-se um processo de acabamento de elevada precisão, sendo usado como operação complementar do corte por arrombamento, para remover as irregularidades superficiais características deste tipo de corte. A morfologia das superfícies obtidas por 'shaving' caracteriza-se por ter praticamente uma única zona lisa, brilhante e com dimensões precisas. O procedimento a seguir para obter peças com esta qualidade superficial é o seguinte; faz-se em primeiro lugar o corte por arrombamento convencional, deixando-se um excesso de material adequado para a operação seguinte de 'shaving'. Em seguida a peça é submetida à operação de 'shaving' propriamente dita, numa ferramenta própria onde o conjunto punção/matriz é montado praticamente sem folga (existe apenas uma tolerância adequada para um ajustamento deslizante) e com as dimensões finais requeridas para a peça. Nesta operação a quantidade de material removida é muito pequena, tendo mesmo a forma de uma apara com uma espessura de poucos décimos de milímetro. Nos casos em que a precisão pretendida for muito elevada poderão ter que se efectuar duas operações sucessivas de 'shaving'.

Talvez o problema com maior acuidade que se coloca neste processo seja o da alimentação das peças na ferramenta de 'shaving', onde as pequenas dimensões que vão ser cortadas exigem um centramento preciso da peça na ferramenta. Esta questão torna o processo pouco produtivo, requerendo, muitas vezes, que a alimentação tenha que ser manual.

17.3.2 Mecanismo de corte. Força de corte

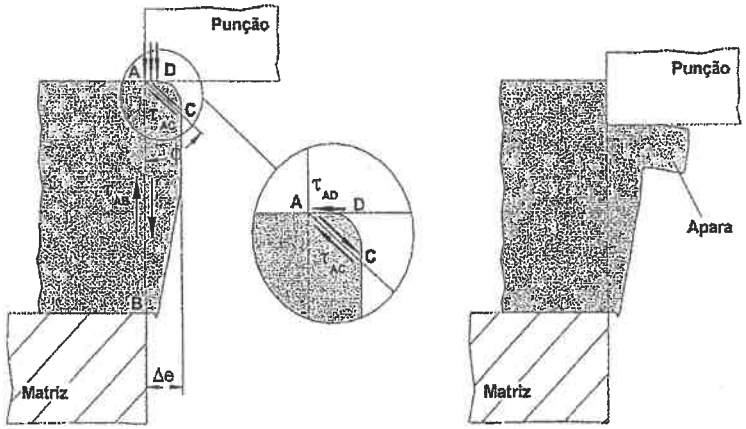
Para se compreender o mecanismo de corte considere-se a figura 17.35, na qual se mostra em pormenor a zona da peça solicitada pelo punção e matriz de uma ferramenta de 'shaving'. Da análise desta figura verifica-se imediatamente que um dos lados da peça não tem qualquer constrangimento, o que, para determinadas condições, permite que se desenvolvam mecanismos de deformação plástica diferentes daqueles que existiam no corte por arrombamento.

Em face da solicitação imposta pelo punção, desenvolvem-se tensões quer na secção vertical *AB*, quer numa secção genérica *AC*, fazendo um ângulo ϕ com aquela secção,

$$\text{Secção } AB\text{: } \tau_{AB} = \frac{F_c}{p\,h} \qquad \sigma_{AB} = 0$$
$$\text{Secção } AC\text{: } \tau_{AC} = \frac{F_c}{p\,\Delta e}\cos\phi\,\operatorname{sen}\phi \qquad \sigma_{AC} = \frac{F_c}{p\,\Delta e}\operatorname{sen}^2\phi \tag{17.20}$$

em que F_c é a força de corte exercida pelo punção, p o perímetro da secção de corte, h a espessura da chapa e Δe o excesso de material para 'shaving'.

Então, se o excesso de material de 'shaving', Δe, tiver uma dimensão suficiente pequena para que na secção AC a tensão de corte, τ_{AC}, seja superior à tensão de corte da secção AB, τ_{AB}, a deformação plástica passará a dar-se segundo aqueles planos, em detrimento dos da direcção AB. Devido a este mecanismo de deformação plástica, o material da zona solicitada passará a deformar-se para a zona não constrangida sob a forma de uma apara (ver figura 17.35b)), sendo a separação do material assegurada por uma micro fissura que se irá abrindo junto à aresta do punção. A boa qualidade da superfície cortada por 'shaving' deve-se fundamentalmente ao facto de ter sido obtida por deformação plástica e ainda ao polimento que resulta do atrito entre o punção e a peça.



(a) (b)

Figura 17.35 Mecanismo de corte do 'shaving' ou aparamento; a) tensões responsáveis pelo corte e b) remoção da apara.

Admitindo que a zona do excesso de material para 'shaving' está sujeita a um estado de compressão uniaxial, pode fazer-se a representação das tensões no plano de Mohr, conforme se mostra na figura 17.36.

Admitindo, então, que o estado de tensão que caracteriza a operação de 'shaving' é de compressão uniaxial, a sua representação no plano de Mohr faz-se através de um círculo tangente à origem, estando o seu centro localizado no eixo negativo dos σ. Para se determinar a posição do pólo deve atender-se ao facto de que na interface material/punção (superfície AD) existem tensões de corte, τ_{AD}, distorcendo no sentido

anti-horário, resultantes das forças de atrito que aí se desenvolvem em consequência do movimento do material para a zona não constrangida. Em resumo as tensões que actuam na secção AD são dadas por,

$$\sigma_{AD} = \frac{F_c}{\Delta e\, p} \qquad \tau_{AB} = \frac{\mu\, F_c}{\Delta e\, p} \tag{17.21}$$

em que F_c é a força de corte, p o perímetro da secção de corte, Δe o excesso de material para 'shaving' e μ o coeficiente de atrito da interface material/punção.

Nestas condições, a linha que une o pólo ao ponto do círculo onde as tensões de corte são máximas (com uma distorção horária) define a direcção das secções do plano físico onde actuam as tensões de corte máximas e segundo as quais se dará o escorregamento do material.

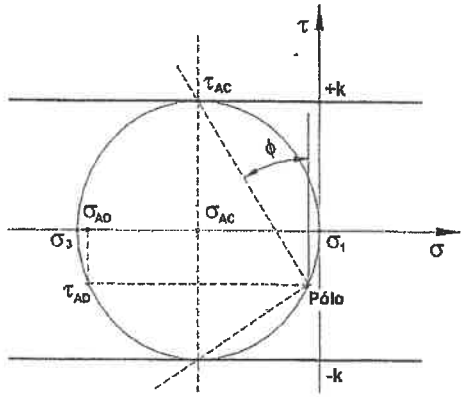


Figura 17.36 Estado de tensão do 'shaving' ou aparamento no plano de Mohr.

Para determinar a força necessária ao corte é conveniente introduzir o conceito de pressão específica de corte, k_s, que será uma característica do material e das condições em que se efectua o 'shaving', sendo dada por,

$$k_s = \frac{F_c}{\Delta e\, p} \qquad \text{ou} \qquad F_c = k_s\, \Delta e\, p \tag{17.22}$$

Na verdade esta definição coincide com a tensão normal que se exerce na secção AD (ver equação (17.21)), estimando-se o seu valor a partir da condição de plasticidade existente no 'shaving', ou seja, a tensão de corte na secção AC terá de atingir um valor

crítico k, de acordo com o critério de plasticidade que se adoptar. Combinando as equações (17.20) e (17.22) chega-se a,

$$k_s \, \Delta e \, p = k \, \frac{\Delta e \, p}{\cos\phi \, \text{sen}\,\phi} \quad \Rightarrow \quad k_s = \frac{k}{\cos\phi \, \text{sen}\,\phi} \tag{17.23}$$

em que k_s é a pressão específica de corte, k a tensão de corte crítica do material e ϕ o ângulo de corte. Notando agora que o ângulo de corte, ϕ, é da ordem de grandeza dos 30°, constata-se que o valor da pressão específica de corte é superior à tensão limite de elasticidade, σ_e, ou tensão de rotura, σ_R, querendo considerar o encruamento. Deste modo, para se estimar o valor da força de corte é habitual tomar-se para a pressão específica de corte,

$$k_s = 1.5 \sim 2.5 \, \sigma_R \tag{17.24}$$

Comparando a força máxima do corte por arrombamento, equação (17.3), com a força necessária ao 'shaving', equação (17.22), verifica-se que esta última é muito inferior, consequência da diferença de dimensões entre as secções onde surge a deformação plástica.

17.3.3 Excesso de material a considerar para operações de 'shaving'

As tabelas 17.V e 17.VI apresentam o excesso de material que é necessário deixar para efectuar uma ou duas operações de 'shaving' em alumínio, em aço e em latão.

Espessura (mm)	Primeira operação de 'shaving' (mm)	Operação final de 'shaving' (mm)
0.8		0.10
1.3		0.15
1.5		0.18
2.0	0.18	0.08
2.5	0.20	0.10
3.2	0.25	0.13
4.4	0.33	0.18
6.4	0.51	0.25

Tabela 17.V Excesso por lado para 'shaving' de alumínio.

Espessura (mm)	Aço			Latão
	Dureza 50-66 HRB	Dureza 75-90 HRB	Dureza 90-105 HRB	
Primeira operação de 'shaving' (mm)				
1.2	0.06	0.08	0.10	0.13
1.6	0.08	0.10	0.13	0.15
2.0	0.09	0.13	0.15-0.18	0.18
2.4	0.10	0.15	0.18-0.20	0.20
2.8	0.13	0.18	0.23-0.28	0.25
3.2	0.18	0.23	0.30-0.36	0.36
Segunda operação de 'shaving' (mm)				
1.2	0.03	0.04	0.05	0.06
1.6	0.04	0.05	0.06	0.08
2.0	0.04	0.06	0.08-0.09	0.09
2.4	0.05	0.08	0.09-0.10	0.10
2.8	0.06	0.09	0.11-0.14	0.13
3.2	0.09	0.11	0.15-0.18	0.18

Tabela 17.VI Excesso por lado para 'shaving' de aço e latão.

17.4 Corte fino ou de precisão

17.4.1 Introdução

O corte fino ou de precisão é um processo de corte por arrombamento de precisão, como o próprio nome o indica. Relativamente ao 'shaving', que é utilizado como processo complementar de acabamento, o corte fino produz peças na forma final com superfícies lisas e polidas, sem as irregularidades características do corte por arrombamento convencional. Para além da baixa relação custo/produção que este corte apresenta, outras vantagens podem, desde já, ser referidas;

1) A qualidade das superfícies cortadas permite a sua utilização directa, sem haver a necessidade de se recorrer a operações de acabamento, pois são geradas sem que apareçam mecanismos de fissuração.
2) O campo de aplicação da tecnologia de corte por arrombamento estende-se a aplicações mais exigentes relativamente à qualidade superficial da peça cortada.
3) Produzem-se peças com tolerâncias dimensionais muito mais apertadas.
4) A fiabilidade e reprodutibilidade das grandes séries de fabrico são asseguradas, fundamentalmente pelos elementos complementares com que as ferramentas de

corte fino estão dotadas (encostadores com anéis de retenção e encostador/desembainhador).

5) Redução significativa do choque e consequente redução do ruído e vibrações.

6) Redução das estações de corte nas ferramentas progressivas.

Na concepção deste corte existe a preocupação de dotar a ferramenta com elementos que contrariem o aparecimento dos defeitos característicos do corte por arrombamento convencional, designadamente o abaulamento, o repuchamento, a fractura e a rebarba. Naturalmente que este facto irá exigir ferramentas mais complexas, bem como algumas especificidades próprias para as máquinas ferramenta. A figura 17.37 apresenta esquematicamente uma ferramenta de corte fino ou de precisão, destacando-se, desde logo, a existência de um encostador com anel de retenção e um encostador/desembainhador. Este último elemento recebe esta denominação dupla em virtude de executar efectivamente as duas funções durante o corte; numa fase inicial actua como encostador, desempenhando uma acção fundamental para o corte, exercendo a sua função de desembainhador na parte final do processo, quando se torna necessário extrair a peça/rombo da matriz.

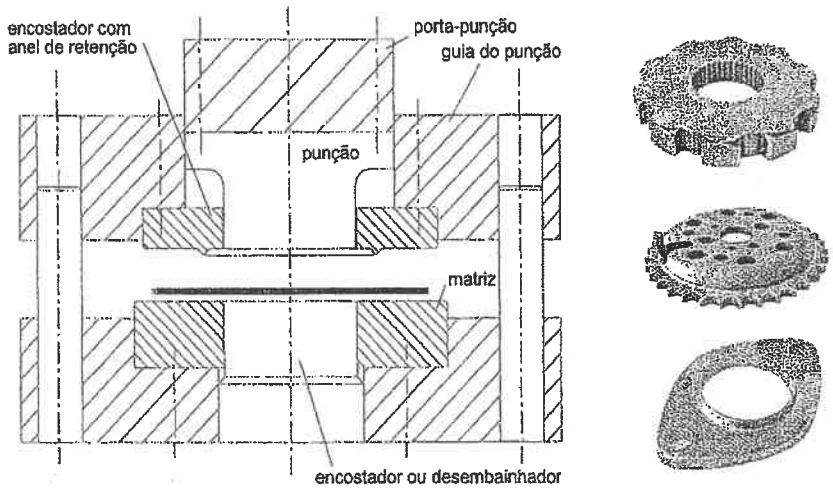


Figura 17.37 a) Representação esquemática de uma ferramenta de corte fino ou de precisão e b) aplicações da tecnologia do corte fino (cortesia da empresa Belsize Engineering).

Ainda no se refere à ferramenta de corte fino, é habitual inverter-se a disposição dos seus elementos, ficando o punção na parte inferior, montado sobre uma corrediça que se desloca de baixo para cima, e o encostador/desembainhador na parte superior. Com a colocação dos elementos principais e de transmissão de forças na parte inferior da estrutura da prensa, procura-se evitar as vibrações e as folgas associadas aos elementos com movimento.

17.4.2 Mecanismo de corte. Qualidade das superfícies obtidas

A figura 17.38 ilustra o princípio de funcionamento de uma ferramenta de corte fino.

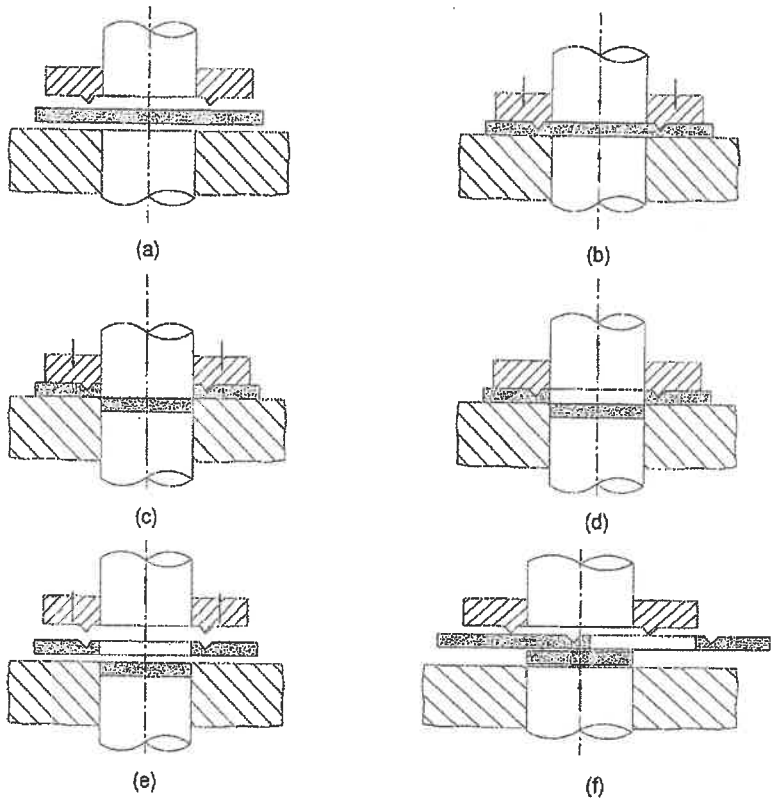


Figura 17.38 Representação esquemática do princípio de funcionamento de uma ferramenta de corte fino ou de precisão.

A análise desta figura permite identificar a seguinte sequência de operações do processo:

a) O processo inicia-se com a alimentação da banda. O punção e o encostador encontram-se no ponto morto superior (PMS).

b) Numa segunda fase a banda é fixada. O encostador munido com um anel de retenção avança e indenta a banda, prendendo-a de encontro à matriz. Também a contra pressão do encostador/desembainhador, opondo-se ao movimento descendente do punção, assegura que a chapa fique comprimida nessa zona.

c) O punção continua o seu movimento descendente, dando início ao corte da peça. Durante este movimento tem que vencer adicionalmente a contra pressão exercida pelo encostador/desembainhador. Tanto a força exercida pelo encostador com anel de retenção, como pelo encostador/desembainhador se mantêm quase constantes ao longo desta fase.

d) O corte está efectuado. O punção inicia o seu movimento de extracção da banda em direcção ao PMS.

e) O encostador com anel de retenção liberta a chapa movimentando-se igualmente em direcção ao PMS.

f) Inicia-se o movimento de alimentação da banda e o encostador/desembainhador funciona agora como extractor da peça que se encontrava no interior da matriz. A peça cortada avança com a banda perfurada para ser posteriormente recolhida através de um sistema mecânico ou, então, para ser extraída através de um dispositivo de ar comprimido, geralmente designado por sistema de sopro.

A figura 17.39 apresenta graficamente, para um ciclo de corte, os movimentos dos elementos activos de uma ferramenta de corte fino, em conformidade com a descrição feita anteriormente. Não obstante, convém referir que quando o corte é efectuado numa prensa de corte fino o ciclo do punção apresenta 4 fases distintas; a primeira fase corresponde ao avanço em vazio do punção e é efectuada em velocidade rápida. A segunda fase, designada habitualmente por aproximação, tem por finalidade promover o contacto do punção com a banda, realiza-se a velocidade mais baixa para minimizar o choque e, desse modo, reduzir o ruído e a vibração. Na terceira fase executa-se o corte propriamente dito, sendo a velocidade de trabalho geralmente inferior à anterior de aproximação. Finalmente, na quarta fase realiza-se o movimento de retrocesso do punção ao PMS, o qual se processa também em velocidade rápida para minimizar os tempos mortos do processo.

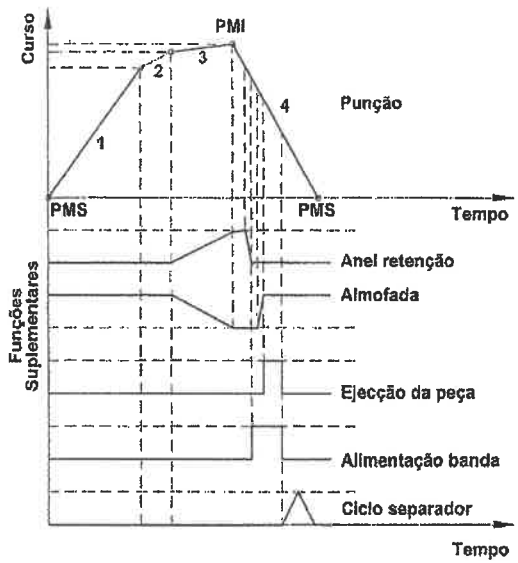
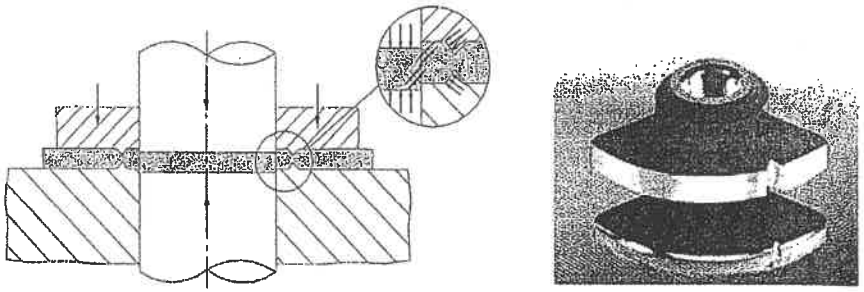


Figura 17.39 Ciclo de uma operação de corte fino.

Quando se estudou o corte por arrombamento convencional analisou-se a influência da folga na morfologia da superfície cortada. Em particular, viu-se que o aumento desta dava origem a um maior repuchamento, a uma conicidade mais acentuada do cone de rotura e a rebarbas de maior dimensão. Para contrariar todos estes aspectos indesejáveis, no corte fino ou de precisão são adoptadas folgas por lado muito pequenas, da ordem de 0,5~1% da espessura da peça, contrastando com as do corte por arrombamento convencional, que variam entre os 5 e os 10%. Daqui resulta imediatamente que as prensas e as ferramentas de corte fino tenham que ser extremamente rígidas e muito bem guiadas, uma vez que aqueles valores de folga têm que existir durante o corte, quando os sistemas se encontram sujeitos ao carregamento. Não obstante, existem casos que em que a geometria da peça aconselha a que folga deva variar ao longo do perímetro de corte.

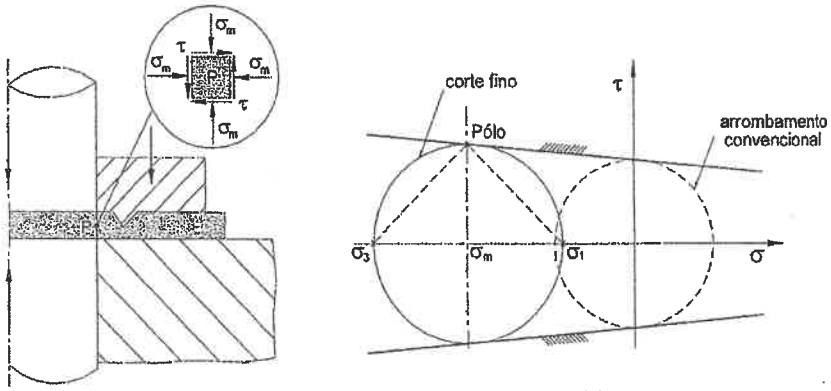
Embora seja determinante para a boa qualidade da superfície cortada que a folga no corte fino seja muito pequena, só esse facto não é suficiente para evitar o aparecimento de fissuras. No estudo do corte por arrombamento convencional viu-se que o mecanismo de fractura surgia logo que a distorção máxima do material era atingida, estando na sua génese a existência de tensões normais de tracção junto das arestas do punção e da matriz (ver figura 17.6). Todavia, no corte fino, a acção combinada do encostador, do anel

de retenção e do encostador/desembainhador permite introduzir estados hidrostáticos de compressão na zona solicitada, os quais irão contrariar a formação de fendas e permitir que o corte se processe integralmente em domínio plástico, dando origem a superfícies completamente lisas e brilhantes (ver figura 17.40). Para se compreender melhor a conclusão anterior, considere-se o plano das tensões para o corte fino ou de precisão que se encontra representado na figura 17.41.



(a) (b)

Figura 17.40 a) Introdução de tensões de compressão na zona solicitada, através da acção conjunta dos anéis de retenção e dos encostadores, b) comparação entre superfícies de corte produzidas por corte fino e por corte por arrombamento convencional (cortesia da empresa Feintool Technology).



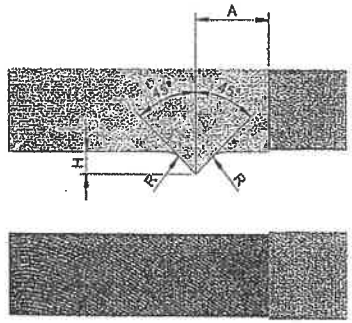
(a) (b)

Figura 17.41 Estado de tensão no corte fino; a) plano físico e b) plano de Mohr.

A existência do estado hidrostático de tensão a actuar na zona da folga, leva a que o círculo de Mohr que caracteriza o corte fino se desloque para a esquerda, relativamente ao de corte por arrombamento convencional, ficando completamente na zona das compressões. O mecanismo de abertura de fendas é, deste modo, contrariado quer por deixarem de existir as tensões de tracção responsáveis pela sua abertura, quer por a curva limite de fractura sofrer expansão devido à acção das tensões médias de compressão. Nestas condições, tanto a qualidade superficial, como a dimensional são excelentes para a superfície cortada, não existindo praticamente nem repuchamento, nem rebarba.

17.4.3 Geometria e dimensões dos anéis de retenção

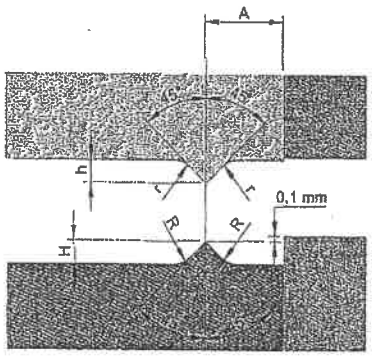
Os anéis de retenção são elementos característicos do corte fino ou de precisão. Têm por finalidade constranger o material na zona exterior à do corte, de modo a impedir o movimento do material durante o corte e simultaneamente introduzir estados hidrostáticos de compressão. Devem ser colocados no exterior da superfície da peça, para que esta não fique marcada. Para chapas com espessura inferior a 4.5 mm é usual utilizar um único anel de retenção, actuando a chapa do lado do punção, enquanto que para chapas com espessura superior a 4.5 mm é habitual incluir-se um segundo anel de retenção do lado da matriz. A geometria e dimensões do anel de retenção para o primeiro caso encontram-se na figura 17.42.



Espessura da chapa (mm)	A (mm)	H (mm)	R (mm)
2.8 – 3.2	2.5	0.6	0.6
3.3 – 3.7	2.5	0.7	0.7
3.8 – 4.5	2.8	0.8	0.8

Figura 17.42 Geometria e dimensões dos anéis de retenção simples (aplicados somente do lado do punção, para chapas com espessura inferior a 4.5 mm).

No caso de se utilizar dois anéis de retenção a geometria e dimensões aconselhadas estão indicadas na figura 17.43.



Espessura da chapa (mm)	A (mm)	H (mm)	R (mm)	h (mm)	r (mm)
4.5 – 5.5	2.5	0.8	0.8	0.5	0.2
5.6 – 7.0	3.0	1.0	1.0	0.7	0.2
7.1 – 9.0	3.5	1.2	1.2	0.8	0.2
9.1 – 11.0	4.5	1.5	1.5	1.0	0.5
11.1 – 13.0	5.5	1.8	2.0	1.2	0.5
13.1 – 15.0	7.0	2.2	3.0	1.6	0.5

Figura 17.43 Geometria e dimensões dos anéis de retenção duplos (aplicados do lado do punção e da matriz, para chapas com espessura superior a 4.5 mm).

Embora tenham sido fornecidas indicações sobre as dimensões e a localização do anel de retenção existem algumas linhas de orientação que os projectistas devem ter presentes na concepção deste tipo de ferramentas;

1) Um anel de retenção de pequenas dimensões, posicionado muito próximo da aresta de corte possui a mesma eficácia do que um anel de retenção de maiores dimensões colocado mais afastado da aresta de corte.
2) O posicionamento do anel de retenção demasiado próximo da aresta de corte pode activar mecanismos locais de indentação, dando origem à elevação de material nessa zona.
3) Uma distância muito grande entre o anel de retenção e a aresta de corte aumenta o volume do material com defeito (devido à impressão do anel), bem como exige maiores forças no encostador para assegurar a impressão do anel.
4) A geometria do anel de retenção deve acompanhar, sempre que possível, o contorno da peça.

17.4.4 Forças e trabalho de corte

O corte fino é um processo tecnológico relativamente dispendioso porque exige ferramentas e prensas robustas, precisas e com excelente guiamento. Tratando-se de um processo que exige o controlo independente dos três elementos activos da ferramenta (ver figuras 17.38 e 17.39), designadamente o punção, o encostador com anel de retenção

e o encostador/desembainhador, as prensas de corte fino devem ser de triplo efeito, podendo ser de actuação mecânica ou hidráulica. Nestas condições, torna-se necessário que o projectista possa estimar os valores das forças associadas a cada um dos elementos activos da ferramenta atrás referidos.

Força principal de corte e trabalho de corte

A força máxima no corte fino é superior à do corte por arrombamento convencional quer pelo facto da folga ser muito mais pequena, quer por o estado de compressão induzido pelos encostadores aumentar o valor da tensão de corte crítica (ver figura 17.41). O método de cálculo a seguir para determinar o valor máximo da força de corte é em tudo semelhante aquele que foi utilizado no corte por arrombamento convencional, mas introduzindo as diferenças agora referidas. Assim, a força máxima de corte para o corte fino pode calcular-se através da seguinte expressão:

$$F_{max} = C_f \, \sigma_R \, p \, h \tag{17.25}$$

em que C_f é um coeficiente de correcção da tensão de rotura, variando entre 0.9 e 1.2, σ_R é a tensão de rotura do material, p o perímetro de corte e h a espessura da chapa.

Convém referir que a força máxima de corte dada pela equação (17.25) se refere exclusivamente ao corte da peça, não incluindo, portanto, a contra força da almofada encostador/desembainhador. Para se determinar a força máxima que o efeito principal da prensa tem que disponibilizar haverá que somar à força de corte a força da almofada, conforme se explica no parágrafo Força no encostador/desembainhador.

Na figura 17.44 compara-se a evolução da força de corte com o deslocamento do punção para o corte fino e para o corte convencional. Da sua análise verifica-se que a força de corte máxima é superior no corte fino, pelas razões atrás apontadas, enquanto que a zona de decréscimo da força é muito menos acentuada em virtude de neste corte não surgirem fissuras e, ainda, por as forças de atrito entre o punção e a banda e a peça e a matriz serem mais elevadas. Estas mesmas razões conduzem a que o trabalho exigido no corte fino seja igualmente superior ao do corte convencional.

Como ordem de grandeza, pode afirmar-se que o trabalho necessário ao corte fino é cerca de 2 vezes superior ao do corte convencional, podendo o seu valor ser estimado a partir da seguinte expressão,

$$W_f = Q_f \, F_{max} \, h = \frac{3}{4} \, F_{max} \, h \tag{17.26}$$

em que Q_f é um coeficiente de correcção destinado a ponderar o cálculo da área do gráfico, baseado no valor da força máxima de corte, F_{max}, e da espessura da chapa, h.

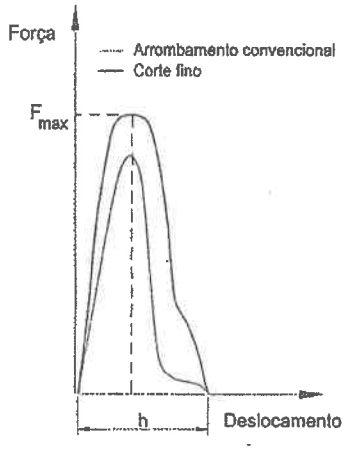


Figura 17.44 Evolução da força de corte com o deslocamento do punção para o corte por arrombamento convencional e para o corte fino ou de precisão.

Forças de extracção do punção e de expulsão da peça

À semelhança do corte por arrombamento convencional também no corte fino a banda pode acompanhar o punção no seu movimento de retrocesso, em resultado das forças de atrito que se desenvolvem entre a parede do punção e a superfície da banda cortada. Naturalmente que esta força depende da utilização ou não de lubrificante, da rugosidade dos elementos da ferramenta e da própria recuperação elástica do material, sendo habitualmente estimada a partir do valor da força máxima de corte, F_{max}, através da seguinte relação,

$$F_{ext} = 0.1 \sim 0.2\ F_{max} \tag{17.27}$$

Devido às características do corte fino a força necessária à expulsão da peça da matriz é da mesma ordem de grandeza da força de extracção do punção, sendo, por isso, usual tomar-se,

$$F_{exp} \cong F_{ext} \tag{17.28}$$

Força no anel de retenção

A força necessária à indentação do anel de retenção é geralmente determinada a partir da teoria das linhas de escorregamento, considerando o indentador com geometria prismática, obtendo-se,

$$F_{ar} = 4\,\sigma_R\, l_{ar}\, H \tag{17.29}$$

em que σ_R é a tensão de rotura do material, l_{ar} o perímetro do anel de retenção e H a profundidade de penetração do indentador na chapa. No entanto, para que se tenha uma ordem de grandeza do valor desta força, pode dizer-se que está geralmente compreendido entre os 30 e os 50% do valor da força máxima de corte.

Força no encostador/desembainhador

Como se viu o encostador/desembainhador tem por finalidade manter a planeza da peça durante a operação e simultaneamente contribuir para o desenvolvimento de estados hidrostáticos de compressão na zona de corte. Embora o valor desta força deva ser regulado durante os ensaios preliminares de afinação da ferramenta, o mesmo pode ser calculado com base no princípio de que a almofada não pode provocar qualquer impressão na superfície da peça. Uma boa estimativa é geralmente obtida tomando uma pressão específica de contacto variando entre os $20\ N/mm^2$, para materiais dúcteis, de pequena espessura e com pequena superfície, e os $70\ N/mm^2$, para condições normais. Nestas condições, a força a exercer pelo encostador/desembainhador será dada por,

$$F_{ei} = A_p\, p_{adm} \tag{17.30}$$

em que p_{adm} é a pressão admissível e A_p a área de contacto entre a peça e a almofada. Como ordem de grandeza relativamente à força de corte máxima, esta força varia geralmente entre 10 e 25%.

É interessante notar que o valor da força do encostador/desembainhador adquire uma importância redobrada quando se constata que o punção, para além da força de corte, tem que vencer a oposição feita por esta almofada. De facto, um excesso de força aplicado pela almofada torna-se equivalente a cortar uma chapa mais espessa ou um material com maior tensão de rotura, vindo este facto a reflectir-se naturalmente no guiamento e na vida das ferramentas. Também a dimensão mínima do furo que é possível realizar por corte fino depende da contra força exercida pela almofada. Para quantificar tal dependência considere-se a perfuração de uma chapa de espessura h, de um material

com uma tensão de rotura σ_R, por um punção com diâmetro d. Nestas condições, a força total máxima que o punção tem que exercer será,

$$F_t = F_{max} + F_{af} \tag{17.31}$$

A tensão normal σ_n que actua no punção e que tem de ser inferior à tensão de cedência do material do punção, $\sigma_{0.2}$, vem dada por,

$$\sigma_n = \frac{F_{max} + F_{af}}{A_p} \le \sigma_{0.2} \quad \Rightarrow \quad \frac{4\left(1+C_{af}\right)F_{max}}{\pi d^2} \le \sigma_{0.2} \tag{17.32}$$

em que C_{af} é um coeficiente que estabelece a percentagem da força de corte máxima que é aplicada pela almofada. Explicitando a equação (17.32) em termos de diâmetro mínimo, d_{min}, obtém-se,

$$\frac{4\left(1+C_{af}\right)C_f\,\sigma_R\,\pi\,d\,h}{\pi d^2} \le \sigma_{0.2} \quad \Rightarrow \quad d_{min} \ge 4\left(1+C_{af}\right)C_f\,h\,\frac{\sigma_R}{\sigma_{0.2}} \tag{17.33}$$

A equação (17.33) revela a influência directa que a força exercida pela almofada (através do coeficiente C_{af}) tem no valor mínimo do diâmetro que é possível cortar.

17.4.5 Lubrificação

O corte fino ou de precisão é praticamente impossível de efectuar sem lubrificação. A acção combinada das elevadas pressões exercidas sobre os elementos activos da ferramenta, com as temperaturas desenvolvidas durante corte (agravadas pelos baixos valores das folgas e pelo aumento da tensão de corte crítica, ver equação (17.18)) favorecem o rápido desgaste dos punções e matrizes. Com efeito, no projecto destas ferramentas deverá haver a preocupação de assegurar a lubrificação eficiente e permanente dos seus elementos activos. Geralmente a lubrificação da banda é efectuada de ambos os lados através de rolos lubrificadores ou de bicos ejectores de lubrificante, complementados com 'bolsas' de armazenagem de lubrificante nas zonas mais críticas (para criar estas bolsas de retenção de lubrificante basta desnivelar os elementos activos, conforme se mostra nas figuras 17.42 e 17.43). De facto, a existência de um filme de lubrificante nos elementos activos não só inviabiliza que parte do calor gerado por deformação plástica se transmita à ferramenta, como reduz a quantidade de calor gerada por atrito.

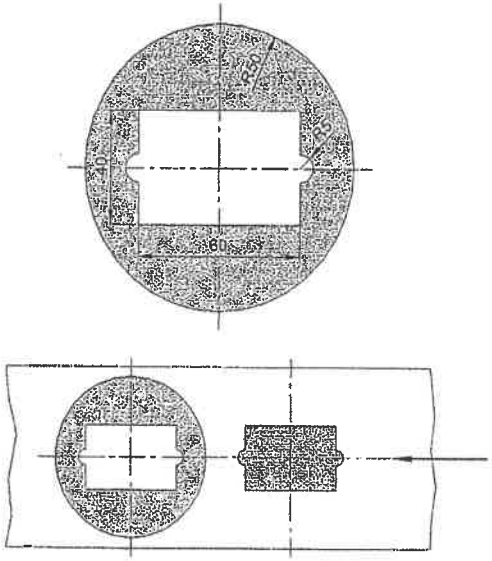
Não se pode dizer que exista um lubrificante universal para ser usado no corte fino ou de precisão. A sua composição tem que ser escolhida em função da temperatura desenvolvida, da espessura e das características mecânicas do material que se está a cortar, pois destas variáveis depende a pressão a que o lubrificante irá estar sujeito. Com efeito, o lubrificante deve resistir às elevadas pressões que se desenvolvem durante o corte e deve possuir igualmente uma viscosidade suficientemente baixa para que se consiga alojar nas pequenas folgas e assim criar um filme protector entre o material e as ferramentas. Se estas condições não se concretizarem as ferramentas sofrerão uma deterioração rápida devido ao desgaste produzido.

No passado eram usados fluidos de corte de extrema pressão (EP) com aditivos à base de cloro (Cl). Contudo, devido a problemas toxicológicos associados aos aditivos à base de cloro, novos fluidos de corte têm vindo a ser desenvolvidos isentos daqueles aditivos. Porém, estes fluidos ainda não conseguem alcançar as performances desenvolvidas pelos anteriores fluidos, especialmente para cortes muito pesados (ou seja, espessuras superiores a 6 mm e tensões de rotura maiores do que 450 N/mm^2). Nestes casos pode sempre recorrer-se ao revestimento dos elementos activos das ferramentas.

17.5 Problemas

Problema 17.1

Pretende-se produzir por corte por arrombamento a peça que se encontra representada na figura seguinte.



O fabrico é realizado numa ferramenta de corte em fases progressivas a partir de uma bobine de chapa de aço inoxidável AISI 302 com 3 mm de espessura. A tensão de rotura do material é igual a $\sigma_R = 600$ MPa.

Calcule a força de corte e a potência necessárias ao fabrico, sabendo que a taxa de produção horária é de 5000 peças.

Resolução

Por cada golpe da prensa realiza-se um corte interior e um corte exterior, obtendo-se uma peça acabada. Nestas condições, o perímetro de corte total em cada golpe da prensa é igual à soma dos perímetros exterior e interior da peça, ou seja,

$$p = 2\pi\,50 + 2\times 60 + 2\times 30 + 2\,\frac{1}{2}\,2\pi\,5 = 525.57 \text{ mm}$$

A força de corte calcula-se aplicando directamente a expressão (17.3), obtendo-se,

$$F_{max} = 0.8\,\sigma_R\,p\,h = 0.8x600x525.57x3 = 756821 \text{ N} \cong 77.2 \text{ ton}$$

Para calcular a potência de corte começa-se por calcular o trabalho de corte, aplicando a equação (17.4),

$$W = Q_w\,F_{max}\,h = \frac{2}{3}\,0.8\;\sigma_R\,p\,h^2 = 1513.64 \text{ Nm} \cong 1.5 \text{ kJ}$$

Como a cadência da prensa é dada por,

$$n = \frac{5000}{3600} = 1.39 \text{ peças/s}$$

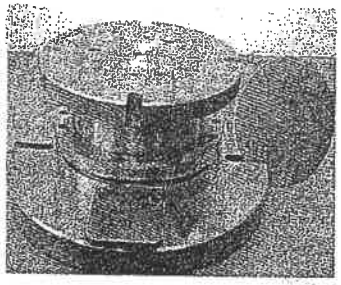
então, a potência de corte poderá ser calculada da forma a seguir apresentada,

$$P = \frac{W}{t} = \frac{1513.64}{1.39} = 1088.95 \text{ W} \cong 1.1 \text{ kW}$$

Problema 17.2

Pretende-se obter por corte por arrombamento estampas circulares com um diâmetro de $175^{+0.05}$mm e 1.2mm de espessura, para serem posteriormente estampadas (ver figura). O material dos discos é um aço FeP04, segundo a norma europeia EN (com designação DIN St14 equivalente na DIN 1623), com as seguintes características mecânicas:

Material: FeP04			
E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_R (MPa)	e_R (%)
212	169.6	300.6	17



A prensa disponível para realizar este trabalho tem uma capacidade nominal de 10 ton. Nestas condições:

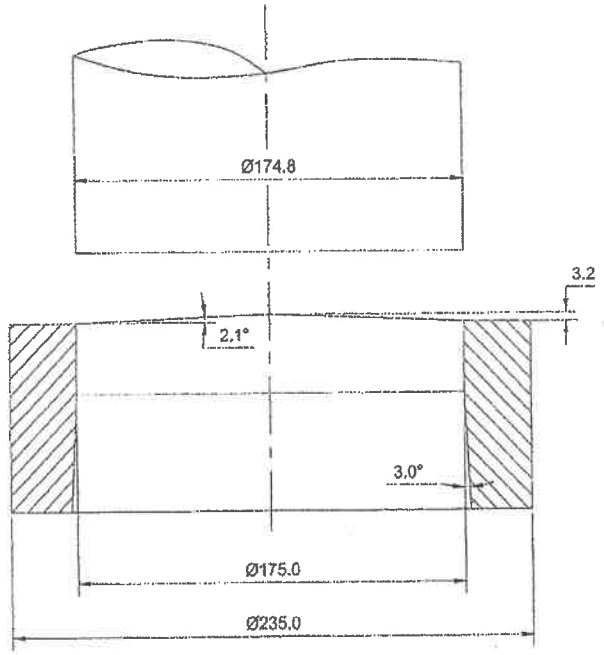
a) Defina as dimensões nominais do punção e da matriz, admitindo que a folga é do tipo III.

b) Estabeleça as tolerâncias de fabrico do punção e da matriz, considerando o critério de máxima produção da ferramenta.

c) Represente, de um modo qualitativo, a evolução da força de corte e calcule a força máxima necessária ao corte.

d) Calcule o trabalho de corte.

A resolução das alíneas anteriores irão mostrar que a capacidade da prensa disponível não é suficiente para efectuar o corte. Por este motivo, foi projectada uma ferramenta com as arestas de corte inclinadas, com o objectivo de reduzir a força máxima de corte. As características e as dimensões da ferramenta encontram-se representadas na figura seguinte.



Considerando a geometria e dimensões da ferramenta da figura anterior, responda às seguintes questões:

e) Será possível inclinar as arestas do punção em vez de inclinar as arestas da matriz?

f) Represente, qualitativamente, a evolução da força de corte e, relativamente ao corte com o punção direito, determine o acréscimo do curso do punção para realizar o corte. Verifique se a prensa disponível tem capacidade para efectuar o trabalho.

g) Com base no gráfico da evolução da força de corte, construído na alínea anterior, estime o trabalho de corte. Compare o valor que obtiver com o calculado anteriormente para o corte com punções direitos. Discutas as diferenças.

Nota: Tolerâncias de fabrico para punções e matrizes circulares.

Ajustamento com folga H7/h6		
Diâmetros nominais matriz ou punção; D_n, d_n (mm)	Matriz, δ_m (μm)	Punção, δ_p (μm)
< 3	+10	-6
3 a 6	+12	-8
6 a 10	+15	-9
10 a 18	+18	-11
18 a 30	+21	-13
30 a 50	+25	-16
50 a 80	+30	-19
80 a 120	+35	-22
120 a 180	+40	-25
180 a 250	+46	-29
250 a 315	+52	-32
315 a 400	+57	-36
400 a 500	+63	-40

Resolução

a) Para determinar a folga radial da ferramenta, considera-se a tabela 17.II. Para um aço macio com uma folga do tipo III, o valor a adoptar para a folga radial deverá ser de 9% da espessura da banda, ou seja,

$$j_r = 0.09\,x\,h = 0.09\,x\,1.2 = 0.108\,\text{mm}$$

Nestas condições, vamos adoptar uma folga radial de $j_r = 0.1$ mm. Para dimensionar os diâmetros nominais do punção e da matriz da ferramenta, sabe-se que o diâmetro de cada disco será definido na zona de penetração pelas dimensões da zona cilíndrica da matriz, nessa conformidade,

$$d_p = D_d - 2\,j_r = 175 - 2\,x\,0.1 = 174.8\ \text{mm}$$
$$d_m = D_d = 175\ \text{mm}$$

em que D_d, d_p e d_m são respectivamente os diâmetros do disco, do punção e da matriz.

b) Para dimensionar a ferramenta de acordo com o critério de máxima produção, vamos ter que conjugar as tolerâncias de fabrico do disco e de maquinagem da ferramenta, com o desgaste que o conjunto punção/matriz vai sofrendo ao longo do tempo (ver figura 17.31).

Uma vez que o desgaste do conjunto punção/matriz se manifesta através do aumento do diâmetro da matriz e também da redução do diâmetro do punção, o objectivo reside em definir um diâmetro mínimo para a matriz, de tal modo que os discos sejam cortados dentro das tolerâncias especificadas para o seu fabrico, ou seja,

$$d_m = (d_m)_n - \delta_d = 175 - 0.05 = 174.95\ \text{mm}$$

em que $(d_m)_n$ é o diâmetro nominal da matriz (determinado na alínea anterior) e δ_d a tolerância inferior em diâmetro do disco.

Este será o diâmetro mínimo que a matriz poderá ter para que os discos produzidos estejam dentro das exigências do fabrico. Assim, a tolerância inferior de maquinagem para a matriz terá que ser zero, levando a que as variações dimensionais associadas ao fabrico tenham que ser consideradas através da tolerância superior. Da consulta da tabela fornecida no enunciado tira-se que para a maquinagem de furos com diâmetros compreendidos entre os 120 e os 180 mm a tolerância de fabrico é da ordem dos 0.04 mm. Então, a especificação do diâmetro da matriz deve ser a seguinte,

$$d_m = 174.95^{+0.04}\ \text{mm}$$

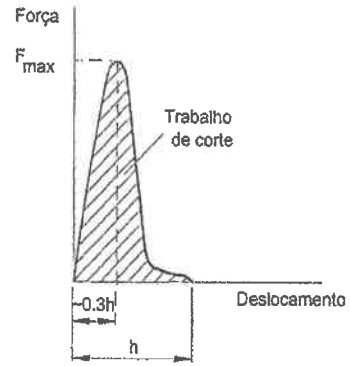
No que se refere ao diâmetro do punção, sabe-se que o valor da folga tem que ser dado no punção e uma vez que durante o corte a folga irá aumentar devido ao desgaste, a tolerância de fabrico para o punção, de acordo com a tabela do enunciado, deverá ser,

$$d_p = 174.8^{-0.025}\ \text{mm}$$

c) A figura seguinte mostra a evolução qualitativa da força de corte com o deslocamento do punção para uma folga do tipo III. O corte com uma folga deste tipo caracteriza-se pelo máximo da força surgir a cerca de 30% da espessura da chapa. Para determinar o valor máximo da força de corte sabe-se que,

$$F_{max} = 0.8\,\sigma_R\,p\,h$$
$$= 0.8\,x\,300.6\,x\,\pi\,x\,175\,x\,1.2 = 158652.9\ \text{N} \cong 16.2\ \text{ton}$$

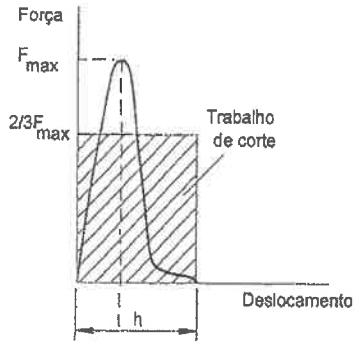
Importa referir que nos cálculos da força de corte máxima e do trabalho de corte é habitual usar-se a dimensão nominal da matriz, até porque a sua dimensão real só será conhecida depois de fabricada.



d) O trabalho de corte será dado pela área delimitada pela curva da força de corte com o deslocamento do cunho (ver figura anterior). Todavia, não sendo conhecida a equação desta curva, é habitual admitir-se que, para efeitos de cálculo do trabalho de corte, o valor médio da força é igual a $2/3F_{max}$ (ver figura seguinte), sendo, então, o trabalho de corte dado por,

$$W = F_{med}\, h = \frac{2}{3} 0.8\, \sigma_R\, p\, h^2$$

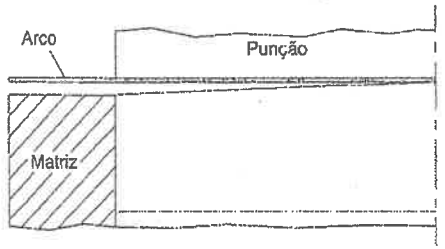
$$= \frac{2}{3} 0.8 \times 300.6 \times \pi \times 175 \times 1.2^2 = 126922.4 \text{ Nmm} \cong 126.9 \text{ J}$$



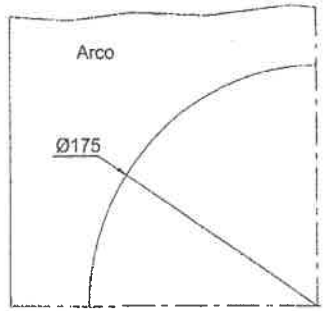
e) Uma vez que durante o corte da banda a geometria do componente da ferramenta (punção ou matriz) será reproduzida na zona da banda que com ela contactar, a opção de inclinar a matriz para reduzir a força de corte máxima é a correcta para o presente caso, já que se pretende fabricar discos. Trata-se, portanto, de uma operação de arrombamento com matriz inclinada.

f) Para se determinar a evolução da força de corte no caso da ferramenta de arestas inclinadas, será interessante começar por identificar os instantes característicos do corte. A figura seguinte mostra o instante inicial do corte em que o punção encosta no arco.

1- Instante inicial (Contacto)

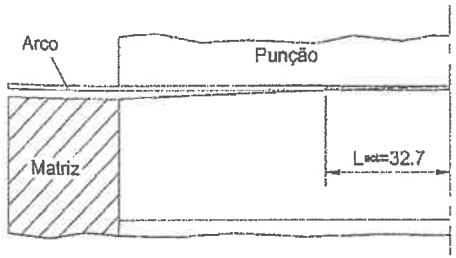


$d = 0$ mm

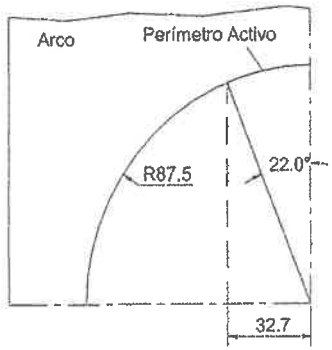


A figura seguinte apresenta a primeira fase do corte, correspondente ao deslocamento do punção de uma quantidade igual à da espessura da chapa.

2- Instante em que o comprimento activo atinge o valor máximo



$d = 1.2$mm



Para determinar o valor da força de corte no instante 2, correspondente ao deslocamento do punção de 1.2mm, tem que se calcular o valor do perímetro activo, o que conduz a que se tenha que começar por calcular o comprimento de corte activo, ou seja,

$$L_{act} = \frac{h}{\tan\alpha} = \frac{1.2}{\tan 2.1} = 32.7\,\text{mm}$$

Por outro lado, o ângulo que delimita a zona que está a ser cortada, será dado por (ver figura anterior),

$$\text{sen}\,\alpha = \frac{L_{act}}{R} = \frac{32.7}{87.5} = 0.374 \quad \Leftrightarrow \quad \alpha = 22.0°$$

Deste modo, o perímetro activo será dado por,

$$p_{act} = 4\,\alpha R = 4 \times \frac{22 \times \pi}{180} \times 87.5 = 134.4\ \text{mm}$$

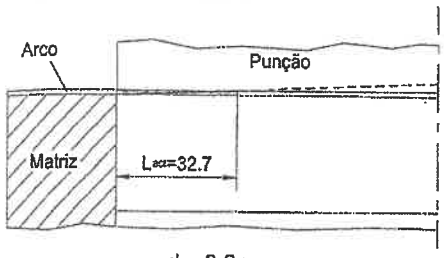
Sendo a força de corte calculada a partir de,

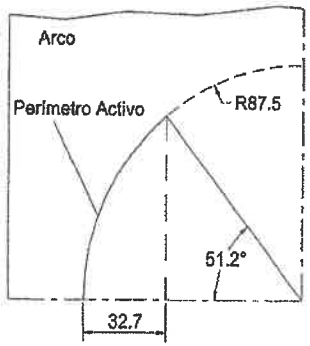
$$F_c = \frac{2}{3} \times 0.8 \times \sigma_R \times p_{act} \times h = \frac{2}{3} \times 0.8 \times 300.6 \times 134.4 \times 1.2 = 25856.4\ \text{N} \cong 2.6\ \text{ton}$$

Convém referir que devido ao facto do corte ser inclinado a força de corte reduz-se em cerca de 84%, embora o perímetro de corte só tenha sido reduzido de 75.6%. A restante redução deve-se ao factor 2/3, o qual pondera as tensões de corte que, como se sabe, são variáveis ao longo da aresta de corte.

Entre os instantes 2 e 3 (este último representado na figura seguinte) o corte desenvolve-se mantendo constante o comprimento activo, todavia entre estes instantes o perímetro activo aumentou, atingindo precisamente o seu valor máximo no instante 3.

3- Instante correspondente ao perímetro activo máximo





Para determinar o valor da força de corte no instante 3, correspondente ao deslocamento do punção de 2mm, teremos que determinar o valor do perímetro activo, sendo o ângulo que delimita a zona que está a ser cortada dado por,

$$\cos\alpha = \frac{R - L_{act}}{R} = \frac{87.5 - 32.7}{87.5} = 0.626 \quad \Leftrightarrow \quad \alpha = 51.2°$$

e o perímetro de corte activo dado por,

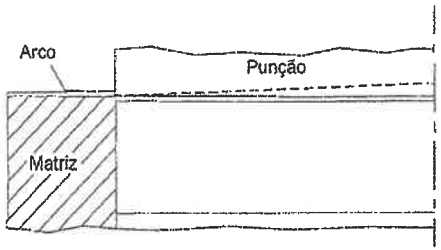
$$p_{act} = 4\,\alpha R = 4 \times \frac{51.2 \times \pi}{180} \times 87.5 = 312.8\ \text{mm}$$

sendo a força de corte dada por,

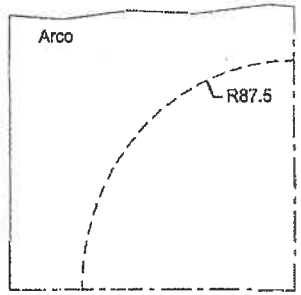
$$F_c = \frac{2}{3} \times 0.8 \times \sigma_R \times p_{act} \times h = \frac{2}{3} \times 0.8 \times 300.6 \times 312.8 \times 1.2 = 60177.7\ \text{N} \cong 6.1\ \text{ton}$$

correspondendo a uma redução da força máxima de corte de cerca de 62% e uma redução do perímetro de corte de 43%. Por fim, apresenta-se na figura seguinte o instante final do corte, correspondente à separação do disco do arco. O deslocamento do punção neste instante será de 4.4mm e a força de corte reduz-se a zero.

4- Instante final (Separação)

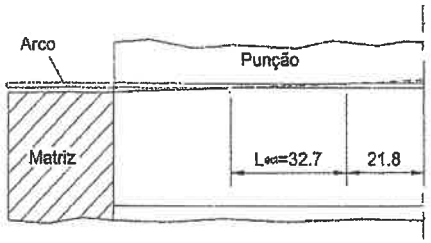


$d = 4.4\,\text{mm}$

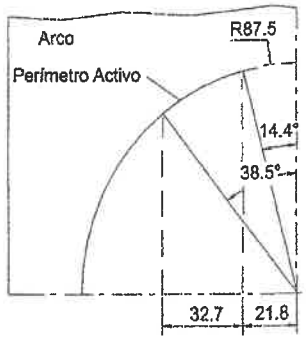


A análise anterior mostra que para efectuar o corte com a matriz inclinada o curso do punção é de 4.4 mm, enquanto que no caso da ferramenta direita era apenas de 1.2 mm. No que se refere à evolução da força de corte verificou-se que esta aumentava entre os instantes 2 e 3, dependendo esse crescimento da evolução do perímetro activo ao longo do corte. Nestas condições, para conhecer a evolução da força de corte entre os instantes 2 e 3 será necessário determinar a força de corte pelo menos em dois instantes, por exemplo, quando o punção se tiver deslocado 2 e 3 mm. Na figura seguinte representa-se o instante correspondente ao deslocamento de 2 mm, notando que o outro caso será análogo.

Deslocamento do punção de 2 mm



$d = 2\,\text{mm}$



Para determinar o perímetro activo sabe-se que o comprimento activo permanece constante, sendo, então, necessário calcular a distância do ponto que está neste instante a entrar no arco, ou seja,

$$(L_1)_2 = \frac{d-h}{\tan\alpha} = \frac{2-1.2}{tg\,2.1} = 21.8\,\text{mm}$$

$$(L_1)_3 = \frac{d-h}{\tan\alpha} = \frac{3-1.2}{tg\,2.1} = 49.1\,\text{mm}$$

Para calcular os ângulos que delimitam o perímetro activo, sabe-se que,

$$(\text{sen}\,\alpha_1)_2 = \frac{(L_1)_2}{R} = \frac{21.8}{87.5} = 0.249 \Leftrightarrow (\alpha_1)_2 = 14.4°$$

$$(\text{sen}\,\alpha_1)_3 = \frac{(L_1)_3}{R} = \frac{49.1}{87.5} = 0.561 \Leftrightarrow (\alpha_1)_2 = 34.1°$$

$$(\text{sen}\,\alpha_2)_2 = \frac{(L_1)_2 + L_{act}}{R} = \frac{21.8+32.7}{87.5} = 0.623 \Leftrightarrow (\alpha_2)_2 = 38.5°$$

$$(\text{sen}\,\alpha_2)_3 = \frac{(L_1)_3 + L_{act}}{R} = \frac{49.1+32.7}{87.5} = 0.935 \Leftrightarrow (\alpha_2)_2 = 69.2°$$

Assim, os perímetros de corte activos serão,

$$(p_{act})_2 = 4(\alpha_2 - \alpha_1)_2 R = 4x\frac{(38.5-14.4)x\pi}{180} x\,87.5 = 147.2\ \text{mm}$$

$$(p_{act})_3 = 4(\alpha_2 - \alpha_1)_3 R = 4x\frac{(69.2-34.1)x\pi}{180} x\,87.5 = 214.4\ \text{mm}$$

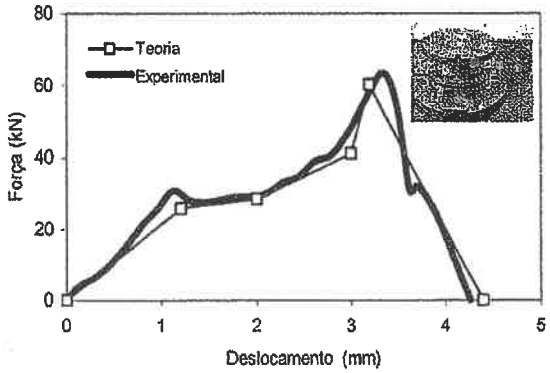
Sendo as respectivas forças de corte dadas por,

$$(F_c)_2 = \frac{2}{3} x\,0.8\,x\,\sigma_R\,x\,p_{act}\,x\,h$$

$$= \frac{2}{3} x\,0.8\,x\,300.6\,x\,147.2\,x\,1.2 = 28318.9\ \text{N} \cong 2.8\ \text{ton}$$

$$(F_c)_3 = \frac{2}{3} x\,0.8\,x\,300.6\,x\,214.4\,x\,1.2 = 41247.1\ \text{N} \cong 4.2\ \text{ton}$$

então, fazendo a representação gráfica da evolução teórica da força de corte com o deslocamento do punção, obtém-se a figura que se apresenta na página seguinte.



O resultado obtido permite concluir que a estimativa teórica da evolução da força de corte com o deslocamento apresenta uma excelente correlação com os resultados experimentais obtidos com a ferramenta que se encontra representada na figura.

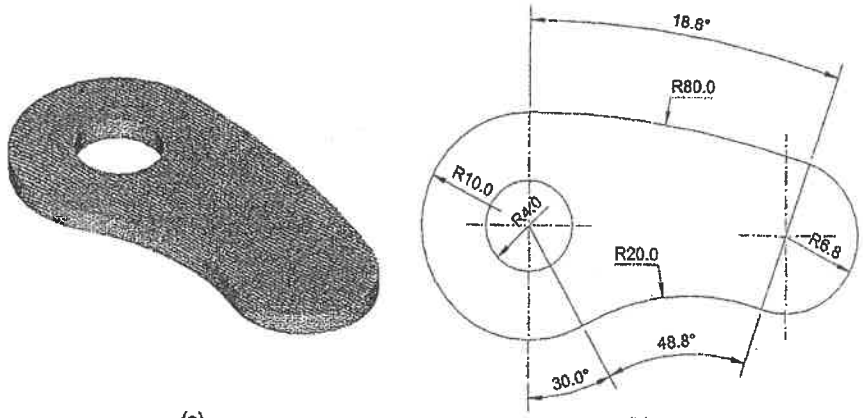
g) Para se estimar o trabalho de corte necessário à operação de corte inclinado, podemos recorrer ao gráfico das forças determinado na alínea anterior e de um modo aproximado calcular a área delimitada pela curva da força de corte. Assim, teremos,

Intervalo de deslocamento (mm)	Força (N)	Trabalho elementar (N.mm)
0 a 1.2	0 - 25856.4	15513.8
1.2 a 2	25856.4 - 28318.9	21670.1
2 a 3	28318.9 - 41247.7	34783.3
3 a 3.2	41247.7 - 60177.7	10142.5
3.2 a 4.4	60177.7 - 0	36106.6
	Trabalho total	**118216.3**

Comparando o valor calculado para o corte direito, $W_d = 126.9$ J, com o estimado para o corte inclinado, $W_i = 118.2$ J, constata-se que diferem em cerca de 6.8%, diferença que pode ser atribuída aos erros cometidos no segundo método de cálculo. Fica assim provado que o trabalho necessário à realização dos dois cortes é o mesmo.

Problema 17.3

Pretende-se obter peças para um mecanismo de fechadura através de corte por arrombamento, com a geometria e as dimensões representadas na figura seguinte. A espessura é de 2 mm e o material é um latão com as características mecânicas especificadas na tabela seguinte.



(a) (b)

Peça de um mecanismo de fechadura; a) vista em perspectiva e b) dimensões.

A matéria-prima encontra-se sob a forma de barras com 1 m de comprimento, 21 mm de largura e 2 mm de espessura.

Material: Latão (30 Zn)			
$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_R (MPa)	e_f (%)	q (%)
100	310	65	75

Características mecânicas do latão.

Devido ao tipo de aplicação da peça a sua tolerância geral de fabrico é de ±0.02 mm e a sua superfície lateral exterior não pode apresentar as irregularidades características do corte por arrombamento convencional, ou seja, tem que ser completamente lisa. Nestas condições:

a) Proponha uma sequência de fabrico adequada para a peça, sabendo que do conjunto de máquinas ferramentas apenas 3 prensas de excêntrico de simples efeito se encontram disponíveis para realizar o trabalho, qualquer delas com uma força nominal de 10 ton.

b) Prepare cada uma das operações necessárias ao fabrico da peça, esboçando as ferramentas, indicando as dimensões nominais dos punções e das matrizes e calculando a força e o trabalho de corte para cada uma delas.

Nota: Para efeitos de cálculo pode assumir-se que o coeficiente de atrito na interface latão/material da ferramenta é de $\mu = 0.2$.

Resolução

a) Em face das características exigidas para a peça e do conjunto de máquinas disponíveis, a sequência de fabrico deverá ser: corte por arrombamento convencional, no qual se obterá a peça com a geometria pretendida, mas com as dimensões exteriores contemplando um excesso conveniente para se poder realizar o acabamento da peça por 'shaving' ou aparamento.

b) Corte por arrombamento convencional

Em face das características geométricas da peça pode seleccionar-se para a primeira operação de arrombamento uma ferramenta do tipo progressiva com colunas, conforme se esboça na figura seguinte.

Para estabelecer as dimensões dos punções e das matrizes vamos começar por determinar a folga radial. Da especificação das dimensões da peça sabe-se que para o furo circular interior não são exigidas características especiais de acabamento. Assim, considerando a tabela 17.II para um latão macio com uma folga do tipo III, o valor a adoptar para a folga radial deverá ser de 6% da espessura da chapa, ou seja,

$$j_r = 0.06 \, x \, h = 0.06 \, x \, 2 = 0.12 \text{mm}$$

Para dimensionar os diâmetros nominais do punção e da matriz da ferramenta, sabe-se que o diâmetro do furo será definido na zona de penetração pelas dimensões do punção, tendo-se nessa conformidade,

$$d_p = 8 \text{ mm}$$
$$d_m = d_p + 2 j_r = 8 + 2 \, x \, 0.12 = 8.24 \text{ mm}$$

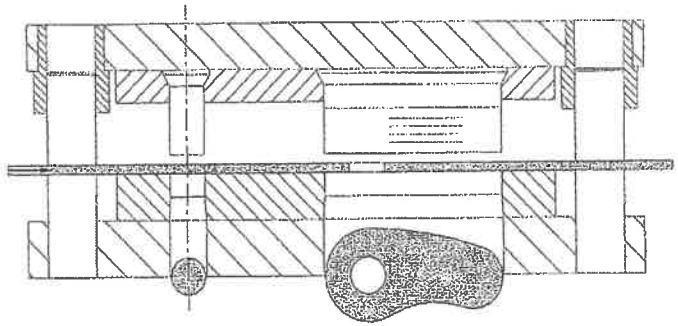
em que d_p e d_m são respectivamente os diâmetros do punção e da matriz.

Para definir os diâmetros da matriz e do punção de recorte da peça sabe-se que deverá ficar um excesso de material que permita uma operação subsequente de 'shaving'. Da consulta da tabela 17.VI verifica-se que o valor do excesso máximo radial para a operação de 'shaving' de uma chapa de latão com 2 mm de espessura deverá ser de

0.18 mm (9% da espessura do arco). Adicionalmente sabe-se que para além da dimensão do excesso de material também a qualidade da superfície da primeira operação influencia a operação de 'shaving'. Na tabela 17.II tira-se que o tipo de folga mais adequado será o IV, para o qual corresponde uma folga radial de 2.5%, ou seja, um valor de 0.05 mm. Assim, virá,

$$d_p = D_{peça}$$
$$d_m = D_{peça} + j_r = D_{peça} + 0.05 \text{ (mm)}$$

em que $D_{peça}$ indica as cotas do contorno exterior da peça, incluindo o excesso de material para a operação de 'shaving'.



Esboço da ferramenta da primeira operação (corte por arrombamento convencional).

Conhecidas as cotas nominais da ferramenta, o passo seguinte passa por determinar as forças de corte associadas a cada corte elementar.

i) Furo circular interior

Para calcular o valor máximo da força de corte sabe-se que,

$$(F_{max})_f = 0.8 \, \sigma_R \, p \, h = 0.8 \, x \, 310 \, x \, \pi \, x \, 8 \, x \, 2 = 12465.8 \text{ N} \cong 1.3 \text{ ton}$$

Sendo o trabalho de corte dado por,

$$(W)_f = F_{med} \, h = \frac{2}{3} 0.8 \, \sigma_R \, p \, h^2$$
$$= \frac{2}{3} 0.8 \, x \, 310 \, x \, \pi \, x \, 8 \, x \, 2^2 = 16621.1 \text{ Nmm} \cong 16.6 \text{ J}$$

ii) Recorte do contorno da peça

Analogamente o valor máximo da força de corte vem dado por,

$$(F_{max})_c = 0.8\,\sigma_R\,p\,h$$
$$= 0.8\,x\,310\,x\,\pi\left(\frac{48.8}{180}20 + 6.8 + \frac{18.8}{180}80 + \frac{210}{180}10\right)x\,2 = 50244.8\ \text{N} \cong 5.1\ \text{ton}$$

Sendo o trabalho de corte dado por,

$$(W)_t = F_{med}\,h = \frac{2}{3}\,x\,50244.8\,x\,2 = 66993.1\ \text{Nmm} \cong 67\ \text{J}$$

iii) Total – Furo circular e recorte exterior

A força máxima e o trabalho de corte para a ferramenta esboçada na figura anterior será obtida através da soma dos cortes parcelares,

$$F_{max} = (F_{max})_f + (F_{max})_c = 12465.8 + 50244.8 = 62710.6\ \text{N} \cong 6.4\ \text{ton}$$
$$W = W_f + W_c = 16621.1 + 66993.1 = 83614.2 \cong 83.6\ \text{J}$$

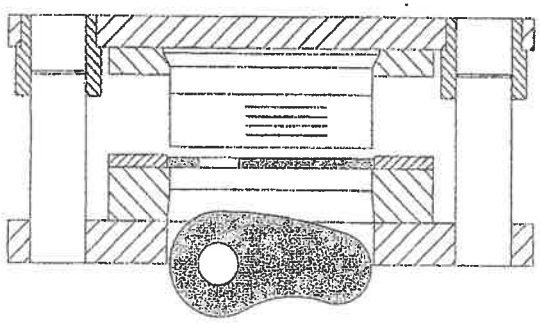
Conclui-se, portanto, que o corte por arrombamento convencional, correspondente à primeira operação, pode ser efectuado numa prensa de 10 ton.

'Shaving' ou aparamento

Esta operação tem por finalidade dar o acabamento exigido ao contorno exterior da peça, obtida na fase anterior por arrombamento convencional. Caracteriza-se por a folga entre o punção e a matriz ser quase nula, assegurada por um ajustamento deslizante entre as ferramentas. A zona cilíndrica da matriz deve ser dimensionada de modo a produzir as cotas exigidas para a peça, enquanto que o punção recebe a folga associada ao dimensionamento.

Relativamente à ferramenta existem dois aspectos fundamentais que se devem ter em consideração na sua concepção; o guiamento, em virtude da folga entre o punção e a matriz ser muito pequena e o posicionamento da peça sobre a matriz. Este último aspecto torna o processo pouco económico, já que a alimentação da peça terá que ser feita unidade a unidade. Optando por uma alimentação manual a produção fica limitada pela capacidade produtiva do operário, todavia a operação pode ser automatizada recorrendo, por exemplo, a um prato revólver.

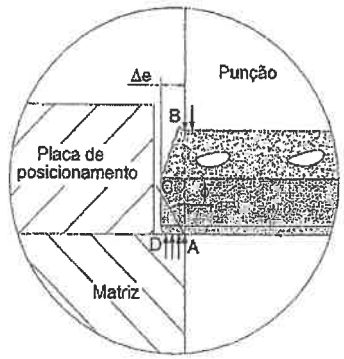
A figura seguinte apresenta um esboço da ferramenta de acabamento do contorno exterior da peça, na qual se realiza a operação de 'shaving' ou aparamento.



I) Força para a operação de 'shaving'

Como se sabe a génese da operação de 'shaving' é diferente da do corte por arrombamento convencional. A diferença provém da dimensão do excesso de material que irá ser cortado durante esta operação. Não pode ser excessivamente pequeno, para que o corte seja possível de efectuar e também para que o fabrico das ferramentas não seja dificultado, mas também não pode ser muito grande, para que as tensões de corte críticas (que irão originar deformação plástica) não se transfiram de uma secção inclinada, para a secção vertical da folga.

Para melhor se compreender o mecanismo de corte considere-se a figura seguinte, na qual se mostra em pormenor a zona do excesso de material a ser cortada, o punção e a matriz que nela actuam.



Para analisar em detalhe o mecanismo de deformação sabe-se que $\Delta e = 0.18$ mm e que a tensão de proporcionalidade do material a 0.2% é de $\sigma_{0.2} = 100$ MPa. Sendo a génese do 'shaving' um processo de deformação plástica, vai começar-se por determinar um valor aproximado para a tensão de corte crítica, considerando válido o critério de von Mises,

$$\tau_{crit} = k = \frac{\overline{\sigma}}{\sqrt{3}}$$
$$= \frac{100}{\sqrt{3}} = 57.7 \text{ MPa} \cong 58 \text{ MPa}$$

Interessa, agora, verificar se o excesso deixado é suficiente para que se activem os mecanismos de 'shaving', em detrimento dos de corte por arrombamento convencional. O procedimento a seguir consiste em verificar onde é que a deformação plástica se inicia primeiro, se na secção AB, se na secção AC, ou melhor, determinar para qual das secções se atinge a tensão de corte crítica com a menor força de corte.

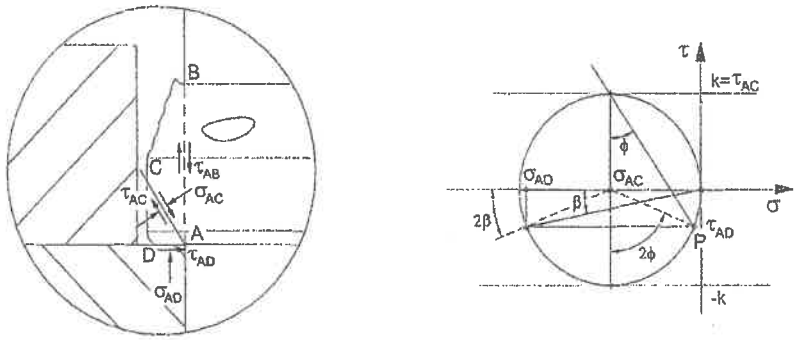
Para que a deformação plástica tenha início na secção vertical AB será necessário aplicar-se a seguinte força de corte,

$$(F_c)_{AB} = k S_{AB}$$
$$= \tau_{crit}\, p\, h = 58 \times 101.3 \times 2 = 11750.8 \text{ N}$$

Por outro lado, a deformação plástica iniciar-se-á numa secção inclinada AC quando a força de corte for (ver equação (17.20)),

$$(F_c)_{AC} = k S_{AC} \frac{1}{\cos\phi} = k \frac{1}{\cos\phi} \frac{\Delta e}{\operatorname{sen}\phi} p$$

Analisando a expressão anterior verifica-se ser necessário determinar o ângulo ϕ, segundo o qual a tensão de corte é máxima. Voltando a examinar as forças que actuam no 'shaving', constata-se que por acção das forças que se desenvolvem na superfície de contacto com a matriz, a zona do excesso encontra-se solicitada por um estado de tensão de compressão, que numa primeira aproximação poderá ser considerado uniaxial. Porém, à medida que o material for deformando vão surgir na interface de contacto peça/matriz (secção AD) tensões de corte originadas pelo atrito que irá passar a existir entre essas superfícies. A figura seguinte mostra as tensões que actuam nas superfícies atrás referidas e apresenta no plano de Möhr o estado de tensão equivalente.



(a) (b)

a) Pormenor mostrando as tensões que actuam na zona do excesso e b) plano de Mohr ilustrando o estado de tensão que actua na zona do excesso.

Admitindo, agora, que o coeficiente de atrito na interface latão/matriz é $\mu = 0.2$, o que equivale a dizer que o ângulo de atrito vale $\beta = \tan^{-1}\mu = 11.3°$, é possível determinar o pólo, P (a tensão de corte $\tau_{AD} = \mu\sigma_{AD}$ provoca distorção no sentido anti-horário e actua numa superfície horizontal). Para determinar o ângulo ϕ, segundo o qual a tensão de corte é máxima, basta no plano de Mohr considerar a seguinte relação de ângulos,

$$4\phi k = 2k\pi - (k\pi + 4k\beta) \;\Rightarrow\; \phi = \frac{\pi}{4} - \beta \;\Rightarrow\; \phi = 33.7°$$

Substituindo este valor na equação anterior pode, então, determinar-se o valor da força necessária ao 'shaving',

$$(F_c)_{AC} = k \frac{1}{\cos\phi} \frac{\Delta e}{\operatorname{sen}\phi} p$$
$$= \frac{58 \times 0.18}{\cos 33.7 \times \operatorname{sen} 33.7} 101.3 = 2291.1 \text{ N}$$

Este resultado mostra que a deformação se iniciará na secção AC.

Pode agora a título indicativo determinar-se o valor do excesso de material a partir do qual as condições deixem de ser as de 'shaving'. Essa situação ocorrerá quando as tensões de corte nas secções AB e AC forem máximas e da mesma ordem de grandeza, ou seja,

$$(F_c)_{AB} = (F_c)_{AC} = k\frac{1}{\cos\phi}\frac{\Delta e_c}{\operatorname{sen}\phi}p$$

$$\Delta e_c = \frac{(F_c)_{AB}\cos\phi\operatorname{sen}\phi}{k\ p} = \frac{11750.8\,x\cos 33.7\,x\operatorname{sen}33.7}{58\,x101.3} = 0.92\text{ mm}$$

Deste resultado concluiu-se que somente para excessos iguais ou superiores a 0.92 mm é que o mecanismo de corte se altera para corte por arrombamento convencional. Porém, pode levantar-se a seguinte questão - Porque razão o valor calculado e o aconselhado nas tabelas diferem tanto? -. Existem algumas considerações que respondem a esta pergunta. Uma tem a ver com o próprio desgaste das ferramentas quer no corte por arrombamento, quer no 'shaving'. Outra está relacionada com o facto de o valor limite ter sido calculado para o início da deformação plástica, ou seja, tomando o valor de excesso de Δe. No entanto, à medida que o punção vai realizando o corte, a secção *AB* vai sendo cada vez menor e, consequentemente, também mais pequena será a força necessária à deformação plástica. Por outro lado, a secção *AC* será sensivelmente constante ao longo do corte (se houver pouca irregularidade da superfície obtida no arrombamento convencional), levando a que a força para a deformação plástica tenha variações pouco significativas. Desta análise, resulta imediatamente que haverá sempre, na fase final do processo, uma altura em que a deformação plástica passará a processar-se na secção vertical, sendo esta transição tanto mais retardada, quanto menor for o excesso de material deixado para o 'shaving', com as implicações óbvias daí decorrentes para o acabamento da peça.

Retomando o conceito de pressão específica de corte, k_s, definido pelas equações (17.22) e (17.23),

$$k_s = \frac{F_c}{\Delta e\ p} = \frac{k}{\operatorname{sen}\phi\cos\phi}$$

em que k é a tensão de corte crítica e ϕ o ângulo da secção *AC*, o seu valor será,

$$k_s = \frac{58}{\operatorname{sen}33.7\cos 33.7} = 125.6\text{ MPa}$$

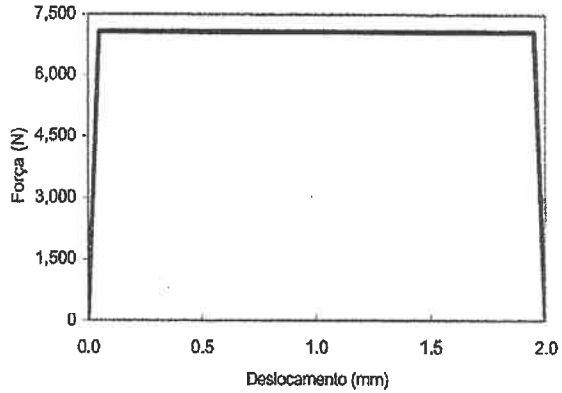
Como se pode concluir o valor obtido é maior do que a tensão limite de elasticidade do material em cerca de 25%, podendo, noutras condições de corte, ser ainda muito superior.

Finalmente, centremo-nos na força de corte e no trabalho necessários à operação de 'shaving'. De um modo qualitativo, pode afirmar-se que durante esta operação a força de corte é sensivelmente constante, já que a secção de corte *AC* também o é, sendo o seu valor dado por (residindo a única diferença na incorporação de encruamento no cálculo),

$$(F_c)_{BC} = k\frac{1}{\cos\phi}\frac{\Delta e}{\operatorname{sen}\phi}p$$

$$= \frac{310}{\sqrt{3}}\frac{0.18}{\cos 33.7\,x\operatorname{sen}33.7}101.3 = 7069.9\text{ N}$$

A figura seguinte mostra a evolução qualitativa da força de corte para o processo de 'shaving'.



Sendo o trabalho de corte dado pela área delimitada pela curva do gráfico da figura anterior, ou seja,

$$W = F_c\,x\,e$$

$$= 7069.9\,x\,2 = 14139.8\text{ Nmm} = 14.1\text{ J}$$

Bibliografia

1. Waller J. A., Press tools and presswork, Portcullis Press, 1978.
2. André Júnior J. C. e Mesquita R. M. D., Corte por arrombamento, AEIST, 1983.
3. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
4. Barata Marques M. J. M. e Mesquita R. M. D., Corte por arrombamento, AEIST, 1990.
5. Die design handbook, SME, 1990.
6. Rodrigues J. M. C. e Mesquita R. M. D., Corte por arrombamento, AEIST, 1994.
7. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1997.
8. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
9. Ostwald P. F. and Muñoz J., Manufacturing processes and systems, John Wiley & Sons, 1997.
10. O. D. Lascoe, Handbook of fabrication processes, ASM International, 1998.

18. QUINAGEM

18.1 Introdução

A quinagem é um processo de deformação plástica de chapa que permite o fabrico de superfícies planificáveis de geometria cilíndrica, cónica ou prismática. A máquina ferramenta utilizada para realizar estas operações designa-se por quinadora (figura 18.1a), sendo o seu princípio de funcionamento muito semelhante ao de uma prensa hidráulica ou mecânica com movimento rectilíneo ou rotativo.

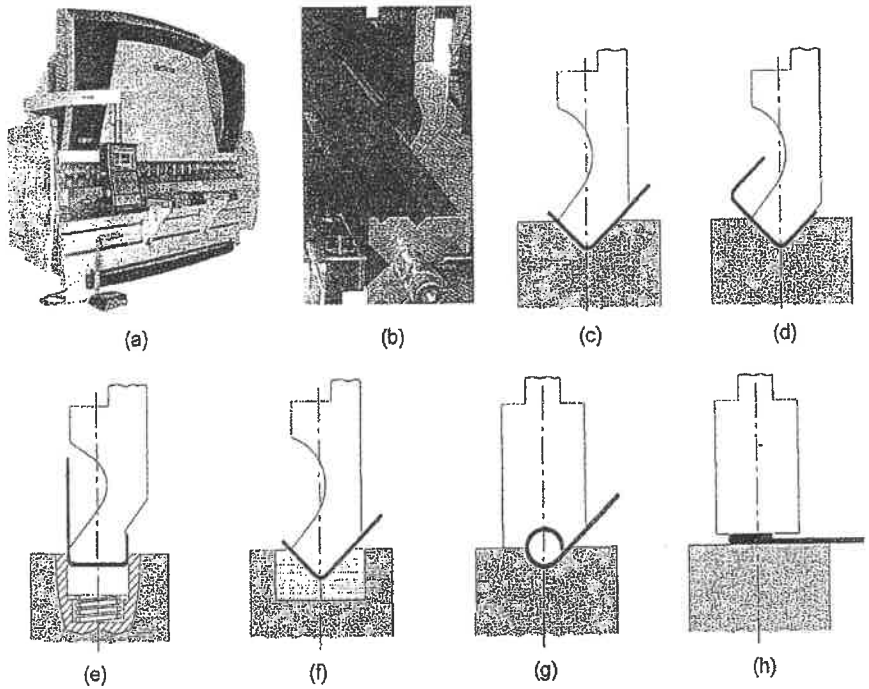


Figura 18.1 a) Quinadora hidráulica (cortesia da empresa Adira – A. Dias Ramos), b) detalhe de um punção e de uma matriz de uma quinadora e exemplos de quinagens; c) quinagem em *V* a 90°, d) quinagem de um perfil em forma de *U*, obtido através de uma sequência de quinagens em *V*, e) quinagem de um perfil em forma de *L*, numa única operação, f) quinagem em *V* com matriz de borracha, g) rebordagem circular e h) dobragem de extremos.

Em geral, as quinadoras caracterizam-se por possuírem uma mesa comprida e estreita, onde se podem instalar diversos tipos de ferramentas com geometrias simples, mas adequadas ao fabrico de uma grande variedade de componentes quer na forma, quer nas dimensões (ver figuras 18.1b) a h)).

A quinagem é sobretudo aplicada a pequenas séries de fabrico. Contudo, o estado actual de desenvolvimento das quinadoras industriais, associado à robótica e à utilização de máquinas ferramenta complementares de apoio à produção (caso por exemplo das guilhotinas), tem vindo a permitir a sua integração em linhas de produção em série. No entanto, convém salientar que através da quinagem se podem obter inúmeras geometrias, desde as mais simples às mais complexas, sendo, por isso, variado o seu campo de utilização como processo de fabrico. Destacam-se, a título de exemplo, o fabrico de balcões frigoríficos, de mobiliário metálico, de chassis para a indústria automóvel, agrícola ou ferroviária, de estruturas metálicas para painéis de casas pré fabricadas, para coberturas, para contentores, para transportadores, etc.

18.2 Classificação dos processos de quinagem

Existem diferentes modos de efectuar uma operação de quinagem, caracterizando-se a operação, no essencial, pela geometria das ferramentas e também pelo modo como a chapa é solicitada entre o cunho e a matriz. Assim, é habitual considerar os seguintes tipos de quinagem; i) quinagem no ar, ii) quinagem em *V*, iii) quinagem em *U*, iv) quinagem a fundo, v) quinagem de flanges com cunho de arraste e vi) quinagem rotativa. Estes tipos de operações encontram-se ilustrados na figura 18.2.

Na quinagem no ar o ângulo entre as abas da chapa a enformar é estabelecido pela penetração do cunho na matriz (profundidade de quinagem), não sendo necessário substituir qualquer das ferramentas para se obterem diferentes ângulos de quinagem. Neste caso, as forças envolvidas são baixas, porém a precisão dimensional das peças é relativamente limitada, na medida em que a recuperação elástica que o material sofre após deformação plástica altera a geometria final da peça. Também a qualidade e o estado de conservação das ferramentas e da máquina ferramenta influenciam a precisão dimensional das peças quinadas. Na quinagem em *V* a chapa é deformada até encostar às ferramentas, sendo a folga entre o cunho e a matriz constante e igual à espessura da chapa. A operação assim efectuada é mais precisa que a anterior e é usada fundamentalmente para quinar chapas com ângulos de 90° ou ligeiramente inferiores, com espessuras que podem variar entre os 0.5 e os 25 mm. O processo de quinagem em *U* caracteriza-se por existirem dois eixos de dobragem paralelos. Em geral, efectua-se com um encostador que promove o contacto da chapa com a zona do fundo do cunho, evitando, dessa forma, defeitos de forma na peça enformada. Porém, este dispositivo exige um acréscimo na força de quinagem de cerca de 30 a 40%.

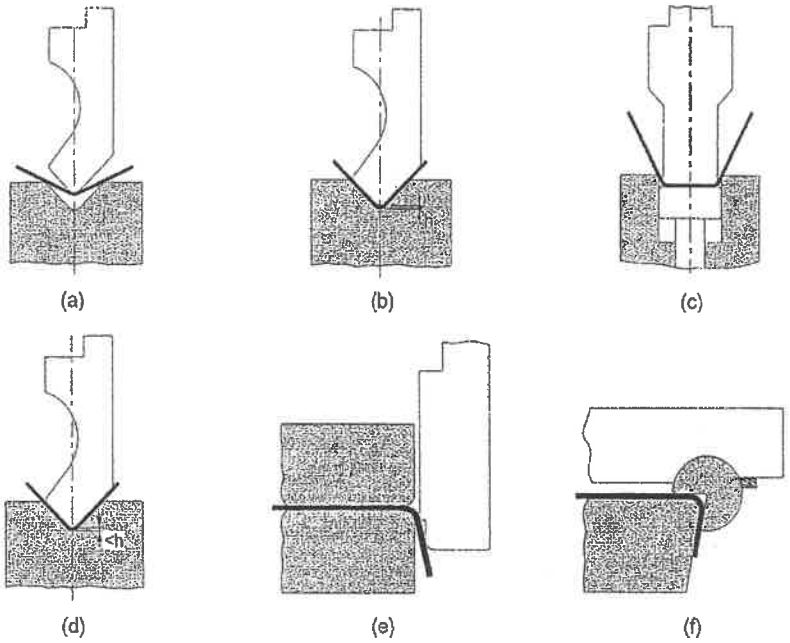


Figura 18.2 Tipos de quinagens. a) Quinagem no ar, b) quinagem em *V*, c) quinagem em *U*, d) quinagem a fundo, e) quinagem de flange com cunho de arraste e f) quinagem rotativa.

Na operação de quinagem a fundo, também designada em gíria oficinal por quinagem com quebra do nervo, a chapa é esmagada entre o cunho e a matriz no final da operação, de modo a que a folga entre o cunho e a matriz seja inferior à espessura da chapa. Esta técnica é sobretudo utilizada para chapas finas (com espessuras inferiores a 3 mm) e permite reduzir, ou até mesmo eliminar, a recuperação elástica do material. Esta operação requer uma força consideravelmente superior à da quinagem no ar, podendo o seu valor triplicar ou mesmo quintuplicar. A este propósito refira-se, desde já, que a quinagem no ar apresenta algumas vantagens relativamente à quinagem a fundo, destacando-se; i) o facto de poder ser efectuada em máquinas ferramentas de menor capacidade, uma vez que a força e a energia necessárias são mais reduzidas, ii) o desgaste e o perigo de inutilização das ferramentas ser menor e iii) o mesmo conjunto cunho/matriz poder ser usado para efectuar dobragens com diferentes ângulos, reduzindo-se desta forma os custos de preparação e de montagem das ferramentas.

Na quinagem de flanges com cunho de arraste uma das abas da chapa é fixada por um encostador, enquanto que a outra é dobrada a 90° pela acção do cunho. Este processo tem a vantagem de permitir alterar com facilidade a dimensão da aba enformada, bem como a do respectivo ângulo de dobragem, através da variação do curso máximo do cunho. Finalmente, na quinagem rotativa recorre-se a uma matriz rotativa para enformar a chapa, identificando-se as seguintes vantagens; i) não há necessidade de se utilizar encostador, ii) o efeito de mola pode ser compensado diminuindo o ângulo de dobragem e iii) as forças requeridas pelo processo são baixas.

A concepção e o projecto de peças quinadas e do próprio processo de fabrico envolvem um conjunto de procedimentos, dos quais se destacam; a determinação da geometria e das dimensões da estampa plana, o projecto ou a selecção das ferramentas mais adequadas à operação, a quantificação da recuperação elástica do material, a escolha dos parâmetros processuais da operação, a selecção da máquina ferramenta. Ao longo deste capítulo estes aspectos serão analisados para a quinagem em *V* no ar, tendo como referência os ábacos de quinagem geralmente disponibilizados pelos construtores de quinadoras, com o objectivo de proporcionar aos operadores métodos expeditos para calcular as condições de quinagem (força de quinagem por metro de comprimento de quinagem, valor mínimo da aba a quinar, raio mínimo de quinagem, abertura da matriz, etc.), considerando-se na parte final do capítulo as características mais importantes dos restantes processos de dobragem introduzidos.

18.3 Quinagem em *V* no ar. Concepção e projecto de peças

18.3.1 Cálculo da dimensão da estampa plana

Para se determinar as dimensões da estampa plana é necessário conhecer-se o comprimento da fibra neutra, l_N, ou melhor, o comprimento da linha que não variou de comprimento durante a deformação plástica. A posição desta fibra depende das características mecânicas do material, da espessura da chapa e da geometria das ferramentas, conforme foi anteriormente referido durante o estudo da flexão em domínio plástico (ver § 13.4.2). Na prática, a determinação do comprimento do planificado faz-se recorrendo a normas, as quais resumem uma metodologia de cálculo que, na generalidade dos casos, se baseia em valores obtidos experimentalmente. A norma usualmente utilizada pelos fabricantes de máquinas ferramentas e pelos projectistas é a DIN 6935. Esta norma destina-se ao cálculo de componentes dobrados a partir de produtos planos em aço, para aplicações gerais de engenharia.

Então, de acordo com a norma DIN 6935, o comprimento da estampa plana será dado por,

$$l = a + b + \Delta l \qquad (18.1)$$

em que a e b são os comprimentos das abas (definidos de acordo com a figura 18.3) e Δl é um factor de compensação que pode ser positivo ou negativo, dependendo dos valores do ângulo de abertura das abas, β, da espessura da chapa, h, e do raio interior de dobragem, r_i.

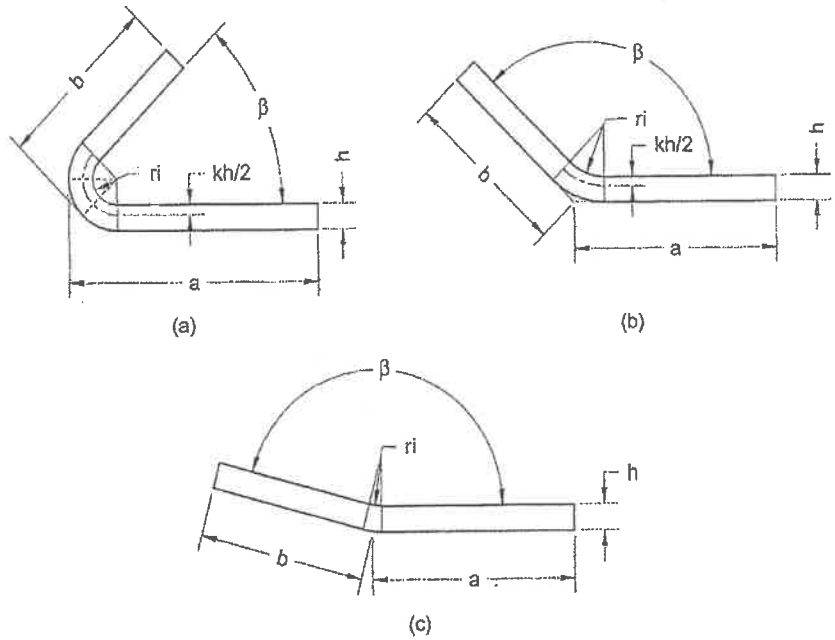


Figura 18.3 Diferentes geometrias consideradas na DIN 6935 para o cálculo da estampa plana; a) ângulo de abertura das abas, β, entre 0° e 90°, b) β entre 90° e 165° e c) β entre 165° e 180°.

O valor do factor de compensação, Δl, determina-se em função do ângulo de abertura das abas, β, como se indica de seguida;

Abertura das abas entre 0° e 90° (figura 18.3a))

$$\Delta l = \pi\left(\frac{180-\beta}{180}\right)\left(r_i + \frac{h}{2}k\right) - 2(r_i + h) \qquad (18.2)$$

em que β é o ângulo de abertura das abas em graus, r_i o raio interior de dobragem, h a espessura da chapa e k um factor de correcção para a linha neutra, dado pela equação (18.5).

Abertura das abas entre 90° e 165° (figura 18.3b))

$$\Delta l = \pi\left(\frac{180-\beta}{180}\right)\left(r_i + \frac{h}{2}k\right) - 2(r_i + h)\, tg\,\frac{180-\beta}{2} \qquad (18.3)$$

em que β é o ângulo de abertura das abas em graus, r_i o raio interior de dobragem, h a espessura da chapa e k um factor de correcção para a linha neutra, dado pela equação (18.5).

Abertura das abas entre 165° e 180° (figura 18.3c))

$$\Delta l = 0 \qquad (18.4)$$

nestes casos o valor do factor de compensação é muito pequeno e em termos práticos a correcção por ele introduzida pode ser desprezada no cálculo da dimensão da estampa plana.

O factor de correcção k que intervém nas anteriores expressões define a variação que a fibra neutra sofre relativamente à fibra média e pode ser calculado a partir das seguinte relação,

$$\begin{aligned} k &= 0.65 + \frac{1}{2}\log\frac{r_i}{h} \quad \text{se} \quad \frac{r_i}{h} \le 5 \\ k &= 1 \quad \text{se} \quad \frac{r_i}{h} > 5 \end{aligned} \qquad (18.5)$$

18.3.2 Raio mínimo de quinagem

Uma das características da operação de quinagem reside no facto dos raios das ferramentas, em particular o do cunho, serem pequenos, digamos da ordem de grandeza da espessura da chapa. Este facto leva a que a curvatura da peça não possa ser desprezada durante a análise do processo, como se induz, por exemplo, da determinação da dimensão do planificado, apresentada no parágrafo anterior, e na qual se utilizaram valores normalizados para quantificar o afastamento da linha neutra relativamente à linha média da chapa. De facto, a DIN 6935 considera que somente para relações entre o raio interior, r_i, e a espessura da chapa, h, superiores a 5 é que se pode considerar que a

linha neutra coincide com a linha média (ver equação (18.5)). Por outro lado, sabe-se que na operação de quinagem a superfície da chapa que está em contacto com o cunho encontra-se sujeita a tensões tangenciais de compressão, enquanto que na face oposta, as tensões tangenciais são de tracção. No § 13.4.2 analisou-se a influência do raio de curvatura na variação de comprimento das fibras e, consequentemente, na extensão tangencial que se desenvolve nas respectivas fibras segundo a espessura da chapa. A utilização de cunhos com raios de quinagem muito pequenos induz valores muito elevados das extensões tangenciais nas fibras exteriores, podendo originar o aparecimento de fissuras ou até mesmo de fractura. Assim, é habitual definir raio mínimo de quinagem, r_{min}, como sendo aquele para o qual surgem fissuras na superfície exterior da chapa, expressando-se geralmente o seu valor em termos da espessura da chapa.

Do anteriormente exposto emerge imediatamente a importância que o raio do cunho tem para o sucesso da operação de quinagem. Para que se possa fazer a verificação do raio a usar na operação é habitual determinar-se o raio mínimo de quinagem através de um dos seguintes dois métodos alternativos; i) o primeiro baseado nas propriedades mecânicas do material, a ser usado quando a informação sobre a matéria-prima for escassa e ii) o segundo de natureza empírica, sustentado, no essencial, pela DIN 6935.

Considere-se a figura 18.4 onde se ilustram as principais variáveis do processo de dobragem.

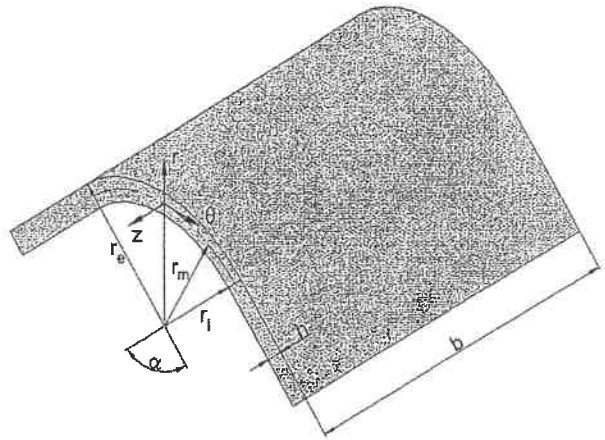


Figura 18.4 Principais variáveis do processo de dobragem.

Da figura 18.4 tira-se que a extensão tangencial nominal, e_θ, para uma fibra à distância y da linha média com um raio de curvatura r_m e um ângulo de dobragem α, é dada por,

$$e_\theta = \frac{\Delta l}{l_0} = \frac{(r_m + y)\alpha - l_0}{l_0} \tag{18.6}$$

em que l_0 é o comprimento inicial da fibra.

Notando agora que o ângulo de dobragem é dado por $\alpha = l_0 / r_m$, da equação (18.6) resulta que a extensão tangencial para a fibra exterior será dada por,

$$e_{\theta e} = \frac{h}{2r_m} = \frac{h}{2r_i + h} \tag{18.7}$$

Considerando, agora, válidas as seguintes hipóteses;

1) Na flexão em domínio plástico a extensão verdadeira na fibra exterior para a qual a fractura sobrevém é igual à extensão verdadeira da fractura no ensaio de tracção uniaxial.

2) O material é homogéneo e isotrópico.

3) O estado de tensão na flexão é plano, ou seja, a relação entre o comprimento de dobragem e a espessura, b/h, é pequena,

pode encontrar-se uma relação entre o raio mínimo de quinagem e o coeficiente de estricção ou coeficiente de redução de área após fractura, q, conforme definido no § 5.2.1, e cuja relação com a extensão verdadeira é dada por,

$$\varepsilon_f = \ln\left(\frac{A_0}{A_f}\right) = \ln\left(\frac{1}{1-q}\right) \tag{18.8}$$

Igualando a extensão verdadeira na fibra exterior da flexão, $\varepsilon_{\theta e}$, à extensão verdadeira do ensaio de tracção, ε_f, dada pela equação (18.8),

$$\varepsilon_{\theta e} = \ln(1 + e_{\theta e}) = \ln\left(1 + \frac{h}{2r_{min} + h}\right) = \ln\left(\frac{1}{1-q}\right) = \varepsilon_f \tag{18.9}$$

obtém-se a seguinte relação entre o raio mínimo de quinagem, r_{min}, e a espessura da chapa, h,

$$\frac{r_{min}}{h} = \frac{1}{2q} - 1 \tag{18.10}$$

A equação (18.10) foi verificada por vários trabalhos experimentais, tendo-se concluído que a sua aplicação era suficientemente precisa para valores do coeficiente de redução de área após fractura inferiores a 0.2. Porém, quando a extensão na fractura ultrapassa este valor, não se pode continuar a admitir que na flexão a fibra neutra e a fibra média coincidem, levando a que a relação entre o raio mínimo de dobragem e o coeficiente de redução de área após fractura seja diferente. Então, é habitual determinar o raio mínimo de quinagem em função do valor do coeficiente de redução de área após fractura do material, usando uma das seguintes relações,

$$\begin{aligned} \frac{r_{min}}{h} &= \frac{1}{2q} - 1 \quad \text{se} \quad q \le 0.2 \\ \frac{r_{min}}{h} &= \frac{(1-q)^2}{2q - q^2} \quad \text{se} \quad q > 0.2 \end{aligned} \tag{18.11}$$

A figura 18.5 mostra a variação do raio mínimo de dobragem com o valor do coeficiente de redução de área após fractura, expresso pelas equações (18.11).

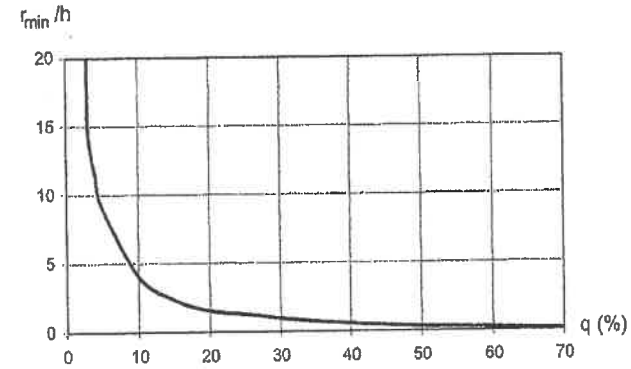


Figura 18.5 Relação entre o coeficiente de redução de área após fractura, q, e o raio mínimo de dobragem adimensionalizado com a espessura da chapa, r_{min}/h, de acordo com as equações (18.11).

Analisando a figura (18.5) verifica-se que só os materiais que apresentam elevados coeficientes de redução de área após fractura (superiores a 50%) se podem dobrar sobre si próprios, ou seja, as dobragens podem realizar-se com raios interiores próximos de zero.

A fractura na dobragem é influenciada pelo comprimento de dobragem, b. De facto, na anterior análise considerou-se que o comprimento de dobragem era pequeno, podendo, nessa condição, admitir-se que a fractura se inicia nos bordos da chapa, originada pelo estado de tracção uniaxial que se verifica na fibra exterior. Porém, quando o comprimento de dobragem aumenta, digamos para dimensões superiores a $10h$, o estado de deformação da fibra exterior altera-se à medida que se caminha da periferia para o interior da chapa, passando o estado de tensão da fibra exterior de uniaxial para biaxial ($\sigma_\theta = \sigma_\varphi$ e $\sigma_z = \sigma_\theta/2$), em consequência das condições de deformação no interior passarem a ser de deformação plana ($d\varepsilon_z = 0$). Uma vez que este estado de tensão é bem mais desfavorável para o aparecimento de fissuras do que o que se verifica na periferia, resulta que nestes casos a fractura surge preferencialmente no interior, levando a que o raio mínimo de dobragem seja superior.

Um outro aspecto que determina a capacidade de dobragem do material durante a quinagem é o estado superficial dos bordos da chapa. De facto, o estado superficial dos bordos da chapa é determinado pelo processo tecnológico usado na preparação da estampa plana, podendo em alguns casos surgirem pontos de concentração de tensões que irão aumentar a propensão da chapa para a fractura. Nestes casos, deve ser posto um cuidado particular na preparação dos planificados, podendo recorrer-se a processos de acabamento superficial (por exemplo, o 'shaving' ou aparamento (ver § 17.3) para remover as zonas encruadas) ou a tratamentos térmicos de alívio de tensões, para melhorar a resistência dos bordos da chapa ao aparecimento de fractura durante a dobragem.

Também o facto da chapa possuir anisotropia, em virtude de ter sido laminada, pode originar defeitos na quinagem. A laminagem a frio das chapas produz um alinhamento preferencial das impurezas, inclusões e fendas internas, conduzindo a que a ductilidade na direcção perpendicular à da laminagem seja reduzida. Por este motivo, a implantação das peças na chapa deve fazer-se, sempre que possível, de modo a que a direcção de quinagem se desenvolva perpendicularmente à direcção de laminagem, em especial nos materiais mais frágeis com dimensão de grão elevada (ver figura 18.6). Nos casos em que este requisito de fabrico não puder ser aplicado, haverá necessidade de aumentar os raios de dobragem para evitar fractura.

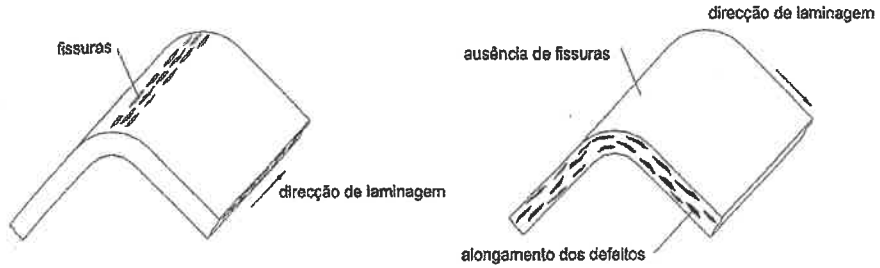


Figura 18.6 Influência das inclusões (alongadas pela laminagem a frio) na abertura de fissuras durante uma operação de quinagem.

Conforme referido anteriormente, o raio mínimo de quinagem pode igualmente ser determinado a partir de ábacos, construídos com base em ensaios experimentais. Seguidamente apresentam-se alguns métodos para determinar o raio mínimo de quinagem para alguns dos materiais mais utilizados na construção metálica.

Retomando a equação (18.11), pode dizer-se que o raio mínimo de quinagem, r_{min}, pode ser determinado a partir de uma relação do tipo,

$$r_{min} = C\,h \tag{18.12}$$

em que h é a espessura da chapa e C um coeficiente dado pela tabela 18.I.

Material	Condição do material			
	Recozido		Tratado termicamente	
	⊥ à DL[1]	∥ à DL	⊥ à DL	∥ à DL
Aço estampagem	0.0	0.2	0.2	0.5
Aço, AISI 1010, 1040	0.1	0.5	0.5	1.0
Aço, AISI 1015, 1020	0.2	0.6	0.6	1.2
Aço, AISI 1049	0.3	0.8	0.8	1.5
Aço, AISI 1064	0.7	1.3	1.3	2.0
Cobre	0.1	0.2	1.0	2.0
Latão	0.0	0.2	0.4	0.8
Zinco	0.5	1.0	-	-
Alumínio	0.0	0.2	0.3	0.8
Alumínio duro	1.0	1.5	3.0	4.0
Titânio	0.5	1.0	3.0	5.0

[1] DL – Direcção de laminagem.

Tabela 18.I Valores de C para determinação do raio mínimo de dobragem a partir da equação (18.12).

No caso particular dos aços, a norma DIN 6935 fornece directamente os valores do raio de quinagem mínimo, r_{min}, em função da tensão de rotura do aço, da espessura da chapa e do ângulo de dobragem, α (ver figura 18.4), conforme se apresenta nas tabelas 18.II e III. No caso do ângulo de dobragem ser superior a 120°, deve adoptar-se o maior dos raios mínimos de quinagem indicados para a espessura e tensão de rotura em causa.

Tensão de rotura mínima do aço (MPa)	Relação entre as direcções de quinagem e de laminagem	Raio mínimo de quinagem, r_{min}, para ângulos de dobragem, α, até 120°, para chapas de aço com espessura h (mm)							
		1	>1 até 1.5	>1.5 até 2.5	>2.5 até 3	>3 até 4	>4 até 5	>5 até 6	>6 até 7
até 390	Transversal	1	1.6	2.5	3	5	6	8	10
	Longitudinal	1	1.6	2.5	3	6	8	10	12
de 390 a 490	Transversal	1.2	2	3	4	5	8	10	12
	Longitudinal	1.2	2	3	4	6	10	12	16
de 490 a 640	Transversal	1.6	2.5	4	5	6	8	10	12
	Longitudinal	1.6	2.5	4	5	8	10	12	16

Tabela 18.II Raios mínimos de dobragem para chapas de aço com espessura até 7 mm, de acordo com a DIN 6935.

Tensão de rotura mínima do aço (MPa)	Relação entre as direcções de quinagem e de laminagem	Raio mínimo de quinagem, r_{min}, para ângulos de dobragem, α, até 120°, para chapas de aço com espessura h (mm)						
		>7 até 8	>8 até 10	>10 até 12	>12 até 14	>14 até 16	>16 até 18	>18 até 20
até 390	Transversal	12	16	20	25	28	36	40
	Longitudinal	16	20	25	28	32	40	45
de 390 a 490	Transversal	16	20	25	28	32	40	45
	Longitudinal	20	25	32	36	40	45	50
de 490 a 640	Transversal	16	20	25	32	36	45	50
	Longitudinal	20	25	32	36	40	50	63

Tabela 18.III Raios mínimos de dobragem para chapas de aço com espessura entre 7 mm e 20 mm, de acordo com a DIN 6935.

Refira-se finalmente que existem casos em que o raio mínimo de quinagem, r_{min}, é definido em função da abertura da matriz, v, utilizada na operação (ver figura 18.7).

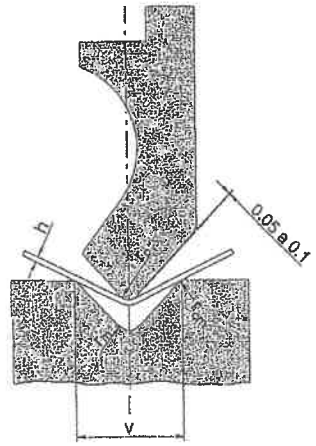


Figura 18.7 Principais variáveis das ferramentas no processo de quinagem no ar.

Esta solução é adoptada por muitos fabricantes de quinadoras para construir as tabelas de fabrico que geralmente se encontram apensas à máquina ferramenta e assenta no facto da abertura da matriz influenciar significativamente a deformação da fibra exterior, em muitos casos com mais importância que o raio interior de quinagem, r_i. Nestes casos, é habitual utilizar-se a seguinte expressão para determinar o valor do raio mínimo de quinagem, r_{min},

$$r_{min} \geq \frac{5}{32} v \qquad (18.13)$$

em que v é a abertura da matriz. Por fim refira-se que, numa tentativa de uniformizar os raios interiores de quinagem, a DIN 6935 estabelece valores recomendados para os raios de quinagem, ver tabela 18.IV, aconselhando a selecção preferencial dos referenciados a negrito.

r_i	**1**	1.2	**1.6**	2	**2.5**	3	**4**	5	**6**	8	**10**	12
	16	**20**	**25**	28	**32**	36	**40**	45	**50**	**63**	**80**	**100**

Tabela 18.IV Valores recomendados pela DIN 6935 para raios interiores de dobragem.

18.3.3 Raios das ferramentas

O raio interior de quinagem, r_i, deverá ser sempre o maior possível, para minimizar o risco de fractura da peça, conforme se viu no parágrafo anterior. Como valor indicativo de projecto do cunho, é habitual considerar-se que o valor do raio do cunho, r_c, (ver figura 18.7) deve ser seleccionado em função da espessura da chapa, de acordo com uma das seguintes relações,

$$\begin{aligned} r_c &= 2h \quad \text{para } h \le 3\text{mm} \\ r_c &= \text{chanfrado} \quad \text{para } h > 3\text{mm} \end{aligned} \tag{18.14}$$

O facto de se recomendarem cunhos chanfrados quando a espessura da chapa começa a ser elevada, em alternativa aos cunhos com raio de concordância/quinagem, tem por objectivo preservar a geometria das ferramentas e, desse modo, prolongar a sua vida. De facto, o aumento da espessura da chapa conduz a um acréscimo da força de quinagem aproximadamente proporcional ao quadrado da espessura, podendo, portanto, ser significativo. Ora, na fase inicial da operação de quinagem o contacto entre o cunho e a chapa é praticamente efectuado ao longo de uma geratriz, desenvolvendo, por isso, nas ferramentas tensões superficiais de compressão muito elevadas, as quais ao ultrapassarem a tensão limite de elasticidade do cunho irão provocar deformação plástica na zona de contacto. Com a continuidade do trabalho, a deformação plástica acumulada no cunho irá conduzir à alteração da sua geometria, evoluindo da forma circular para uma do tipo 'achatada', em tudo semelhante à geometria chanfrada. Então, para evitar a danificação progressiva das ferramentas, devem usar-se cunhos com geometria chanfrada (esta é de facto a solução adoptada por muitos fabricantes de quinadoras para a geometria dos seus cunhos), sendo, no entanto, da máxima utilidade verificar em cada operação a pressão específica que se desenvolve no cunho, p_c, aplicando a seguinte expressão,

$$p_c = \frac{F}{A_p} < \sigma_{adm} \tag{18.15}$$

em que F é a força de quinagem, A_p a área de contacto entre o cunho e a chapa projectada num plano perpendicular à força e σ_{adm} a tensão admissível da ferramenta, podendo adoptar-se a tensão limite de proporcionalidade a 0.2% do material do cunho, $\sigma_{0.2}$.

Os raios das ferramentas influenciam a dimensão da zona em deformação plástica durante a dobragem. Também a precisão dimensional e a quantidade de recuperação elástica dependem destes raios. Anteriormente deram-se algumas indicações para a

selecção do raio do cunho. Nos casos em que seja igualmente necessário definir o raio de concordância do fundo da matriz, r_m, (ver figura 18.7), por exemplo, no caso de quinagens em V, deve seguir-se a seguinte regra,

$$\begin{aligned} r_m &= 0.5h \quad \text{para materiais dúcteis} \\ r_m &= 0.8h \quad \text{para materiais de baixa ductilidade} \end{aligned} \tag{18.16}$$

Estes valores aplicam-se quando o eixo de dobragem for perpendicular à direcção de laminagem. Quando não for possível evitar o paralelismo entre os eixos de dobragem e de laminagem, o raio do fundo da matriz definido pelas expressões (18.16) deve ser aumentado em cerca de 20 a 25%, com o intuito de obviar à maior propensão que o material tem para fracturar.

No que se refere ao raio de canto da matriz, r_{cm} (ver figura 18.7), também o seu valor é geralmente definido em função da espessura da chapa, tomando-se o seu valor no intervalo de duas a seis vezes a espessura da chapa; $r_{cm} = 2 \text{ a } 6h$.

18.3.4 Abertura da matriz

Um outro parâmetro que afecta significativamente a operação da quinagem é a abertura da matriz, v (ver figura 18.7). Do seu valor dependem a força de quinagem, o raio mínimo de quinagem e a dimensão mínima da aba que é possível obter por quinagem. Para melhor se compreender a dependência da extensão máxima sofrida pela chapa com a abertura da matriz, considerem-se duas operações de quinagem com aberturas da matriz diferentes, sendo uma delas dupla da outra e proceda-se à respectiva simulação numérica (utilizando, por exemplo, o programa de elementos finitos I-FORM2).

O material adoptado para a simulação foi o aço AISI 1010, com uma lei de comportamento mecânico, $\bar{\sigma} = 715.7\bar{\varepsilon}^{0.22}$ MPa, e uma espessura de $h = 1.5$mm, enquanto que para as quinagens se tomaram as seguintes relações: $r_i/h = 1$ e $r_{cm}/h = 3$, com $v/h = 6$, para a menor e $v/h = 12$ para a de maior abertura. Ambas as quinagens foram conduzidas até que se obtivesse um ângulo de abertura das abas de $\beta = 120°$.

A primeira conclusão que é possível retirar relaciona-se com a geometria da peça deformada no interior da matriz e representada nas figuras 18.8 e 18.9. Na figura 18.8 apresentam-se as geometrias obtidas para cada um dos casos analisados, enquanto que na figura 18.9 se apresenta a evolução da curvatura (adimensionalizada com a espessura da chapa) desde a zona central da quinagem até à zona de contacto com o canto da matriz, $2d/v$, em que d é a posição na estampa plana e v a abertura da matriz.

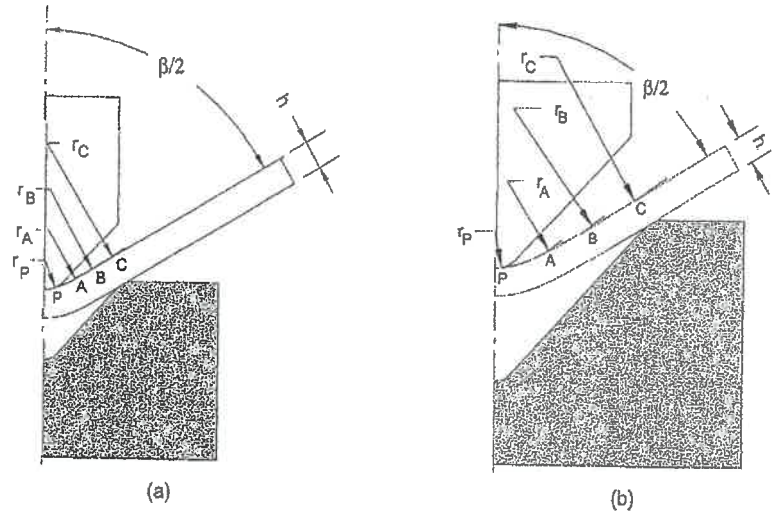


Figura 18.8 Geometria de quinagem obtida por simulação numérica para duas aberturas de matriz diferentes; a) $v/h = 6$ e b) $v/h = 12$.

Analisando a figura 18.9 verifica-se que a curvatura tende para zero à medida que nos aproximamos do ponto de contacto no canto da matriz. Também a zona de contacto entre o cunho e a chapa é maior quando a abertura da matriz é menor (representado graficamente pelo ponto *P* nas figuras 18.8 e 18.9).

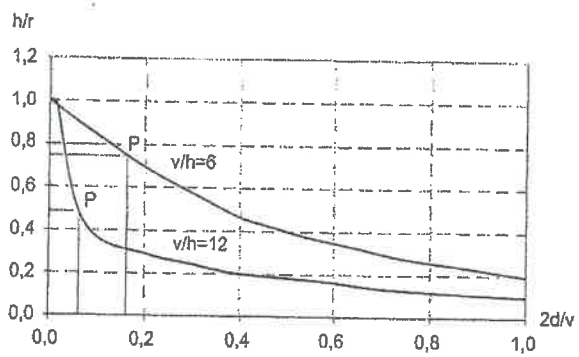


Figura 18.9 Evolução da curvatura desde a zona central de quinagem até à região de contacto com a matriz para duas aberturas diferentes; $v/h = 6$ e $v/h = 12$.

A evolução da curvatura indicia, desde logo, que a deformação da chapa para se atingir o mesmo ângulo de abertura entre abas depende significativamente da abertura da matriz, sendo superior no caso de matrizes de menor abertura. Compreende-se, agora, o facto de muitos fabricantes de quinadoras estabelecerem o valor do raio mínimo de quinagem em função do valor da abertura da matriz utilizado, conforme se referiu no § 18.3.2, equação (18.13). A figura 18.10 mostra a evolução das extensões tangenciais obtidas para ambos os casos estudados, confirmando as conclusões atrás referidas.

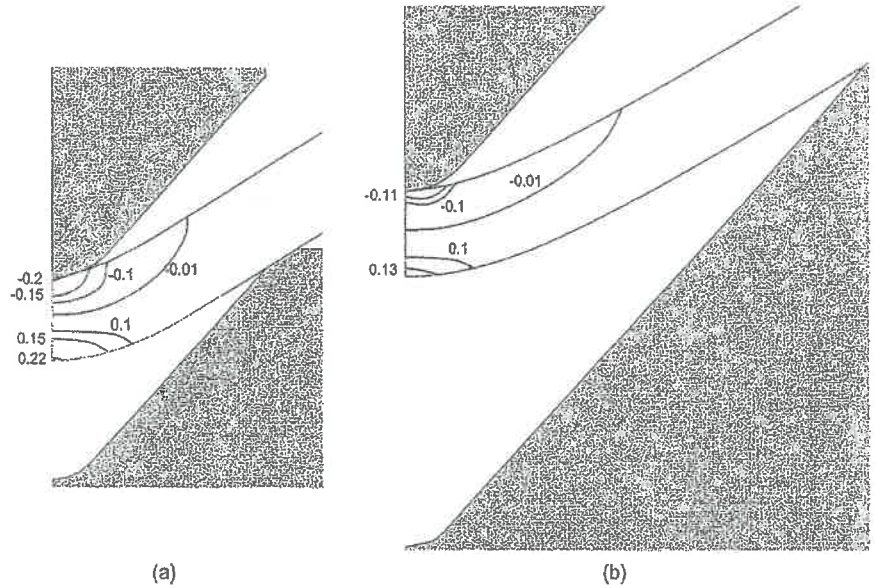


Figura 18.10 Evolução das extensões tangenciais, resultantes da simulação numérica com o programa de elementos finitos I-FORM2, para duas aberturas da matriz diferentes; a) $v/h = 6$ e b) $v/h = 12$.

Em face das anteriores considerações, compreende-se que a abertura da matriz seja habitualmente seleccionada em função da espessura da chapa a quinar e não do raio interior de quinagem. Desse modo, a experiência revela que a escolha da abertura da matriz deva ser efectuada de acordo com a seguinte regra,

$v = 6$ a $8h$	para	$h \leq 3$ mm	(18.17)
$v = 8$ a $12h$	para	$h > 3$ mm	

18.3.5 Dimensão da aba mínima

O conhecimento da dimensão da aba mínima que é possível quinar é de primordial importância para o projectista. De facto, na concepção de peças quinadas deve sempre que possível atender-se à exequibilidade completa do perfil, sem o recurso a operações posteriores de corte.

Como se pode ver na figura 18.11 a dimensão da aba mínima, a_{min}, será aquela que assegura o apoio da chapa sobre a matriz para que a quinagem seja possível de realizar, sendo o seu valor definido entre a linha de quinagem e a extremidade da chapa. Muitas vezes, para facilitar a verificação da medida após quinagem, considera-se a dimensão da aba mínima acrescida da espessura da chapa, em especial quando se tratam de quinagens a 90°.

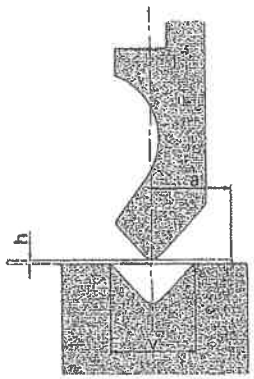


Figura 18.11 Representação da aba de quinagem.

Uma vez que a dimensão mínima da aba que se consegue quinar depende da abertura da matriz usada, o seu valor está limitado pela força disponível na quinadora e, mais importante do que isso, pela deformação que é imposta à chapa durante a quinagem que, como se viu no § 18.3.4, depende significativamente da abertura da matriz. Então, durante a concepção e projecto de peças quinadas é habitual estabelecer-se a dimensão da aba mínima, a_{min}, de acordo com a seguinte expressão,

$$a_{min} = 0.65\, v \qquad (18.18)$$

em que v é a abertura da matriz, definida em conformidade com as regras estabelecidas pelas equações (18.17).

18.3.6 Tensões residuais. Recuperação elástica

Uma das principais dificuldades da quinagem no ar reside precisamente no controlo da recuperação elástica, a qual se faz sentir quando as solicitações que provocaram a deformação plástica, geralmente numa zona relativamente localizada da chapa, desaparecem. A recuperação elástica provoca redução do ângulo de dobragem e aumento do raio de curvatura, modificando, desse modo, a geometria final da peça (ver figura 18.12).

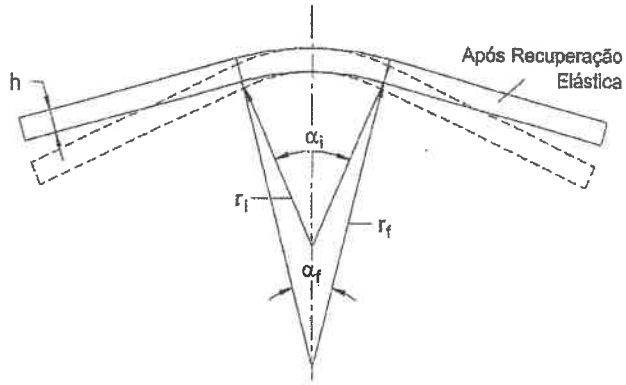


Figura 18.12 Representação esquemática da recuperação elástica.

O ciclo de carga e de descarga das tensões conduz naturalmente ao aparecimento de tensões residuais na direcção tangencial no final da operação. A determinação das tensões residuais considerando a curvatura da peça é um processo de análise relativamente complexo, sendo, por isso, habitual proceder-se a este estudo desprezando a curvatura da peça, até porque os resultados que advêm deste tipo de análise cumprem genericamente a precisão que é exigida nos problemas correntes de engenharia. Neste contexto, as tensões residuais após quinagem obtêm-se seguindo a metodologia apresentada no § 13.3.3, podendo ter o andamento representado na figura 18.13a) ou b), consoante se considera que a deformação plástica de flexão foi realizada por um momento puro ou por um momento e uma força de tracção, respectivamente.

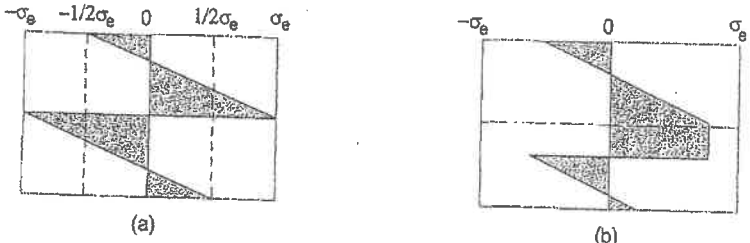


Figura 18.13 Representação esquemática das tensões residuais na quinagem; a) considerando que a flexão plástica foi realizada com um momento puro e b) considerando que a flexão plástica foi efectuada com um momento e uma força de tracção.

O fenómeno da recuperação elástica foi objecto de análise no capítulo da flexão em domínio plástico, tendo-se na altura visto que a intensidade da recuperação elástica dependia das propriedades mecânicas do material; o seu valor aumenta nos materiais com maior tensão limite de elasticidade ou com maior propensão ao encruamento. Também o trabalho a frio faz aumentar o seu valor, decrescendo nos materiais com menor módulo de elasticidade. Viu-se igualmente que também as características geométricas da operação influenciam a recuperação elástica, designadamente, o raio interior de quinagem, a abertura da matriz, bem como a própria espessura da chapa.

Sendo um fenómeno complexo de quantificar, apresenta-se de seguida uma expressão aproximada para calcular a recuperação elástica, a qual deverá ser utilizada quando não existir informação adicional sobre o material que se está a trabalhar. Para calcular o valor do ângulo de recuperação elástica, $\Delta\alpha = \alpha_i - \alpha_f$, considere-se a figura 18.14, na qual se representam os dois instantes que caracterizam o fenómeno; antes e após recuperação elástica e para os quais não se considera a curvatura por questões de simplicidade.

Admitindo, em primeira aproximação, que a rotação das secções durante a recuperação elástica é pequena e se faz em torno da linha neutra da deformação plástica, cuja posição é conhecida através do factor, k, que indica a posição da linha neutra relativamente ao raio interior de dobragem em função da espessura da peça, dada pela expressão (18.5), pode calcular-se o ângulo de rotação da secção em torno da linha neutra através de,

$$\frac{\Delta\alpha}{2} = \frac{dl_e/2}{\frac{h}{2}+(1-k)\frac{h}{2}} = \frac{dl_e}{h(2-k)} \qquad (18.19)$$

em que dl_e é o comprimento recuperado pela fibra exterior e h a espessura da chapa.

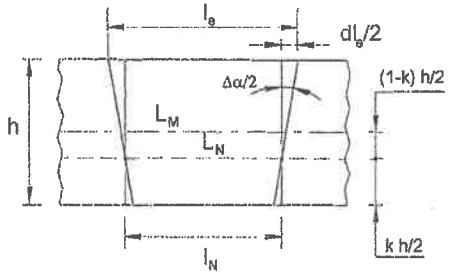


Figura 18.14 Representação da rotação sofrida pelas secções durante a recuperação elástica.

Considerando a definição de extensão e notando que a recuperação se processa em domínio elástico, onde são válidas as equações constitutivas lineares elásticas, pode reescrever-se a expressão anterior para o modo a seguir indicado,

$$\Delta\alpha = -\frac{2l_e}{h(2-k)}\frac{\sigma_{\theta\theta}}{E} \qquad (18.20)$$

em que l_e é o comprimento inicial da fibra exterior, $\sigma_{\theta\theta}$ é a tensão tangencial de recuperação elástica na fibra exterior e E é o módulo de elasticidade do material da chapa. Relacionando a variação angular da recuperação elástica com os raios de curvatura na linha neutra, pode escrever-se que,

$$\Delta\alpha = \left(\frac{1}{r_i + k\,h/2} - \frac{1}{r_f + k\,h/2}\right) l_N \qquad (18.21)$$

em que r_i é o raio inicial da fibra interior e r_f é o raio final da mesma fibra (após recuperação). Admitindo, agora, que o comprimento inicial da fibra exterior e o da linha neutra são aproximadamente iguais, $l_e \cong l_N$, da igualdade entre as equações (18.20) e (18.21), obtém-se,

$$\left(\frac{1}{r_i + k\,h/2} - \frac{1}{r_f + k\,h/2}\right) = -\frac{2\sigma_{\theta\theta}}{h(2-k)E} \qquad (18.22)$$

Assumindo que a tensão de recuperação elástica é dada por, $\sigma_{\theta\theta} = -3/2\sigma_e$, correspondente à recuperação elástica da deformação plástica efectuada com um

momento puro, e simplificando a expressão (18.22), chega-se à equação (18.23), a qual permite determinar o raio de curvatura interior da quinagem, r_i, que conduz ao raio final desejado, r_f, após recuperação elástica,

$$r_i = \frac{r_f + k\,h/2}{1 + \dfrac{3\,(r_f + k\,h/2)}{h\,(2-k)}\,\dfrac{\sigma_e}{E}} - k\,h/2 \qquad (18.23)$$

Alternativamente existem tabelas com dados empíricos que permitem quantificar a recuperação elástica da operação. Assim, considerando de novo a figura 18.12 é habitual admitir-se, neste método de cálculo, que a recuperação elástica se faz em torno da linha média, obtendo-se pela constância do seu comprimento,

$$k_R = \frac{\alpha_f}{\alpha_i} = \frac{(2r_i/h)+1}{(2r_f/h)+1} \qquad (18.24)$$

em que r_i e r_f são, respectivamente, os raios interiores antes e após recuperação elástica, h é a espessura da chapa e k_R é o factor de recuperação elástica que depende do material. A tabela 18.V fornece valores de k_R para vários materiais em função das características geométricas da operação.

Em conclusão, tratando-se a recuperação elástica de um fenómeno que condiciona a precisão dimensional da peça, interessa referir alguns dos métodos geralmente usados no seu controlo (minimização ou eventual eliminação):

1) Correcção ou compensação dos ângulos das ferramentas durante o seu projecto, para quinagem no ar. Refira-se a este propósito que é por esta razão que muitas quinadoras possuem cunhos e matrizes com ângulos de 88° em vez de 90°.

2) Correcção do valor da profundidade de quinagem com o valor correspondente ao da recuperação elástica, para operações de quinagem no ar.

3) Dobragem com forças de tracção. Uma vez que o momento necessário à deformação plástica é reduzido, levando a que também a recuperação elástica seja menor.

4) Substituição da operação de quinagem no ar pela de quinagem a fundo.

5) Realização das operações a temperaturas elevadas, já que a recuperação elástica vem reduzida com a diminuição da tensão limite de elasticidade.

Material	Factor recuperação elástica, k_R	
	$r_i/h = 1$	$r_i/h = 10$
St 0-24, St 1-24	0.99	0.97
St 2-24, St 12	0.99	0.97
St 3-24, St 13	0.985	0.97
St 4-24, St 14	0.985	0.96
Aços inoxidáveis austeníticos	0.96	0.92
Aços ferríticos para elevadas temperaturas	0.99	0.97
Aços austeníticos para elevadas temperaturas	0.982	0.955
Níquel w	0.99	0.96
Al 99 5 F 7	0.99	0.98
Al Mg 1 F 13	0.98	0.90
Al Mg Mn F 18	0.985	0.935
Al Cu Mg 2 F 43	0.91	0.65
Al Zn Mg Cu 1.5 F 49	0.935	0.85

Tabela 18.V Factor de recuperação elástica, k_R, para vários materiais.

A análise da recuperação elástica até agora efectuada aplica-se exclusivamente à operação de quinagem no ar, sendo, neste caso, esse fenómeno habitualmente qualificado como positivo. Esta qualificação deve-se ao facto de poder existir na quinagem condições em que a recuperação elástica se manifeste em sentido contrário (verificando-se uma diminuição do ângulo de dobragem, depois de retiradas as solicitações), qualificando-o, nesses casos, como negativo.

Este fenómeno está geralmente associado à quinagem em V (ver figura 18.2b) e tem origem na geometria que a chapa adquire no decurso da quinagem no ar. A figura 18.15 mostra a geometria da chapa imediatamente antes do final da operação de quinagem em V. A partir dos pormenores mostrados nesta figura é possível verificar que no final da operação a chapa deixa de estar em contacto com a zona central do cunho, em consequência de nessa zona o raio de curvatura da chapa ser inferior ao do cunho. Esse mesmo facto leva a que deixe de existir contacto entre a chapa e o cunho na zona da aba da quinagem.

Com a continuação da quinagem o raio de dobragem da chapa vai progressivamente tendendo para o raio do cunho e as abas de quinagem passando a ficar rectas e encostadas à superfície lateral do cunho. De facto, esta alteração de geometria é conseguida através de um momento flector com sentido contrário ao que existiu durante a quinagem no ar. Assim, quando as solicitações forem retiradas (quando o cunho deixar de actuar) o efeito de mola manifestar-se-á no sentido contrário ao do momento de carga, ou seja, no sentido dos raios de dobragem diminuírem. Este fenómeno explica o facto de

muitas vezes na quinagem em V se obterem ângulos de quinagem menores que os previstos, contrariando falsamente o esperado do fenómeno da recuperação elástica.

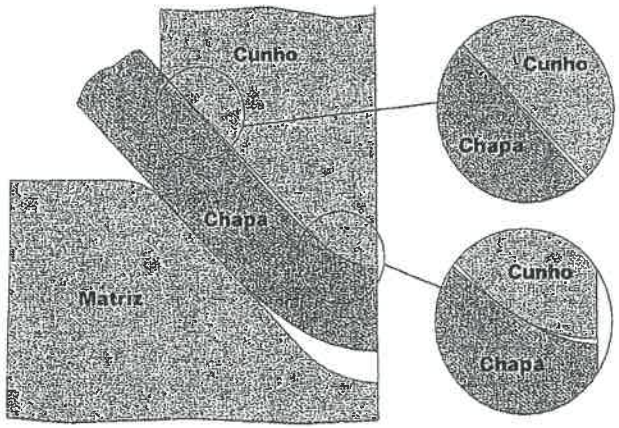


Figura 18.15 Geometria da chapa instantes antes de a folga entre o cunho e a matriz ser igual à espessura da chapa; quinagem em V.

18.3.7 Profundidade de quinagem

Uma das vantagens da operação de quinagem no ar reside na possibilidade de se poderem efectuar dobragens com ângulos diferentes, utilizando o mesmo conjunto cunho/matriz. Assim, para a preparação das quinagens será necessário relacionar o ângulo de abertura das abas, β, com a penetração do cunho na matriz. A figura 18.16 apresenta uma operação de quinagem no ar, na qual se define a profundidade de quinagem, p, e identificam os diferentes parâmetros geométricos da ferramenta.

Para encontrar uma expressão aproximada para a profundidade de quinagem, admite-se que a zona em deformação plástica da chapa em contacto com o cunho é definida pelo ângulo de dobragem, α, suplementar do ângulo de abertura das abas, β, e, ainda, que as abas se desenvolvem tangencialmente ao último ponto de contacto da chapa com o cunho. De facto, esta geometria da chapa na zona de dobragem é uma aproximação, conforme se mostrou no § 18.3.4, onde se constatou que não só a zona que contacta o cunho, como a variação da curvatura da chapa na zona da matriz, dependem do valor da abertura da matriz. Porém, o erro que se comete no cálculo que agora se apresenta é relativamente pequeno, sendo o valor tanto mais exacto quanto maior for a abertura da

matriz. Essa dependência pode ser compreendida através do gráfico da figura 18.9, o qual mostra que a geometria deformada da chapa se aproxima da que se considera no cálculo da profundidade de quinagem à medida que a abertura da matriz aumenta.

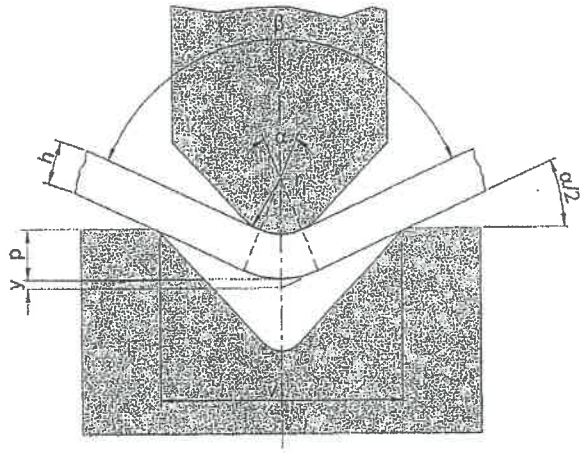


Figura 18.16 Notação utilizada na determinação da profundidade de quinagem.

Então, para determinar o valor da profundidade de quinagem deve ter-se em consideração a curvatura da superfície exterior da zona de dobragem. Assim, admitindo que a espessura da chapa se mantém constante, obtém-se para a profundidade de quinagem,

$$p = \frac{v}{2}\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) - y \tag{18.25}$$

em que v é a abertura da matriz, α o ângulo de dobragem e y a compensação da curvatura da chapa, a qual é dada por,

$$y = (r_i + h)\left[\frac{1-\cos(\alpha/2)}{\cos(\alpha/2)}\right] \tag{18.26}$$

em que r_i é o raio do cunho.

Nestas condições a profundidade de quinagem, p, em função do ângulo da zona de dobragem, α, será dada por,

$$p = \frac{v}{2}\tan\left(\frac{\alpha}{2}\right) - (r_i + h)\left[\frac{1-\cos(\alpha/2)}{\cos(\alpha/2)}\right] \qquad (18.27)$$

ou, em função do ângulo de abertura das abas, β, através de,

$$p = \frac{v}{2\tan(\beta/2)} - (r_i + h)\left[\frac{1-\operatorname{sen}(\beta/2)}{\operatorname{sen}(\beta/2)}\right] \qquad (18.28)$$

No caso da quinagem no ar o cálculo da profundidade de quinagem, p, deve efectuar-se corrigindo o valor do ângulo de dobragem, α, ou do ângulo de abertura das abas, β, com o ângulo de recuperação elástica do material.

18.3.8 Posicionamento dos esbarros da quinadora

Na preparação de trabalho de peças com quinagens múltiplas o projectista deve definir a sequência das quinagens procurando cumprir dois requisitos fundamentais; (i) que o tempo de operação por peça seja o mínimo e, em simultâneo, (ii) que a peça seja exequível na quinadora, ou seja, que durante o fabrico não existam interferências com os diferentes elementos da quinadora ou, então, que não seja necessário recorrer a ferramentas não convencionais. Actualmente, as máquinas com comando numérico dispõem de programas de simulação que permitem realizar estas tarefas pelo projectista.

No caso da quinadora não possuir comando numérico as quinagens podem ser efectuadas a partir de uma preparação prévia por traçagem. Porém, se o número de peças a quinar o justificar, o tempo gasto nessa preparação pode ser usado para regular a posição dos esbarros (posicionadores da chapa, ver figura 18.17), tornando a operação mais cómoda, mais precisa e mais económica. Os esbarros podem ser anteriores ou posteriores, consoante se situam na frente ou na traseira da quinadora, respectivamente.

Actualmente, as quinadoras com comando numérico permitem definir a sequência de quinagem, posicionando automaticamente os esbarros em cada quinagem, rentabilizando, desse modo, o tempo de operação. A figura 18.17 ilustra o procedimento de posicionamento dos esbarros, onde a posição do esbarro, x, é definida entre o batente do esbarro (zona em que a peça encosta ao esbarro) e a linha de quinagem (alinhada com os eixos das ferramentas, ou melhor, dos aventais da quinadora).

Constata-se, deste modo, que um aspecto primordial para a qualidade final das peças está relacionado com a montagem das ferramentas. Uma fixação deficiente destas provocará desalinhamentos e defeitos nas peças, para além de reduzir a vida das

ferramentas e da própria máquina ferramenta. Por estas razões, o procedimento de fixação das ferramentas aconselhado pelo fabricante deve ser sempre seguido, notando que será essencial para o bom alinhamento que o aperto do cunho e da matriz seja feito em carga, ou seja, com o cunho fazendo força directamente sobre a matriz (cerca de 50% da capacidade máxima do conjunto cunho/matriz).

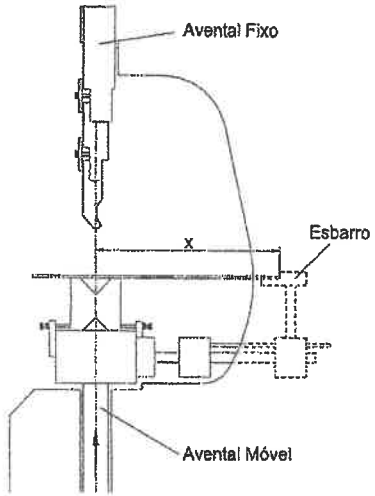


Figura 18.17 Posicionamento dos esbarros posteriores numa quinadora ascendente.

18.3.9 Defeitos de quinagem

Os principais defeitos que podem ocorrer durante o fabrico de peças quinadas são o esbeiçamento (ou deformação lateral), o efeito de sela, cujas géneses foram apresentadas em detalhe no § 13.4.2, o aparecimento de fissuras na superfície exterior da chapa que se encontra oposta ao cunho, discutida igualmente nos § 18.3.2 e § 18.3.4, e a perda de espessura na zona deformada plasticamente. Relativamente a este último efeito, deve referir-se que de facto na zona deformada plasticamente a chapa perde espessura, sendo a máxima redução atingida na zona central por debaixo do cunho. Como se viu, as características da deformação plástica na quinagem dependem dos parâmetros de fabrico seleccionados (raio interior de quinagem, abertura da matriz, etc.), estimando-se que a variação de espessura possa variar entre os 5 e os 20%, consoante se seleccionam, ou não, os valores mais adequados para as variáveis processuais.

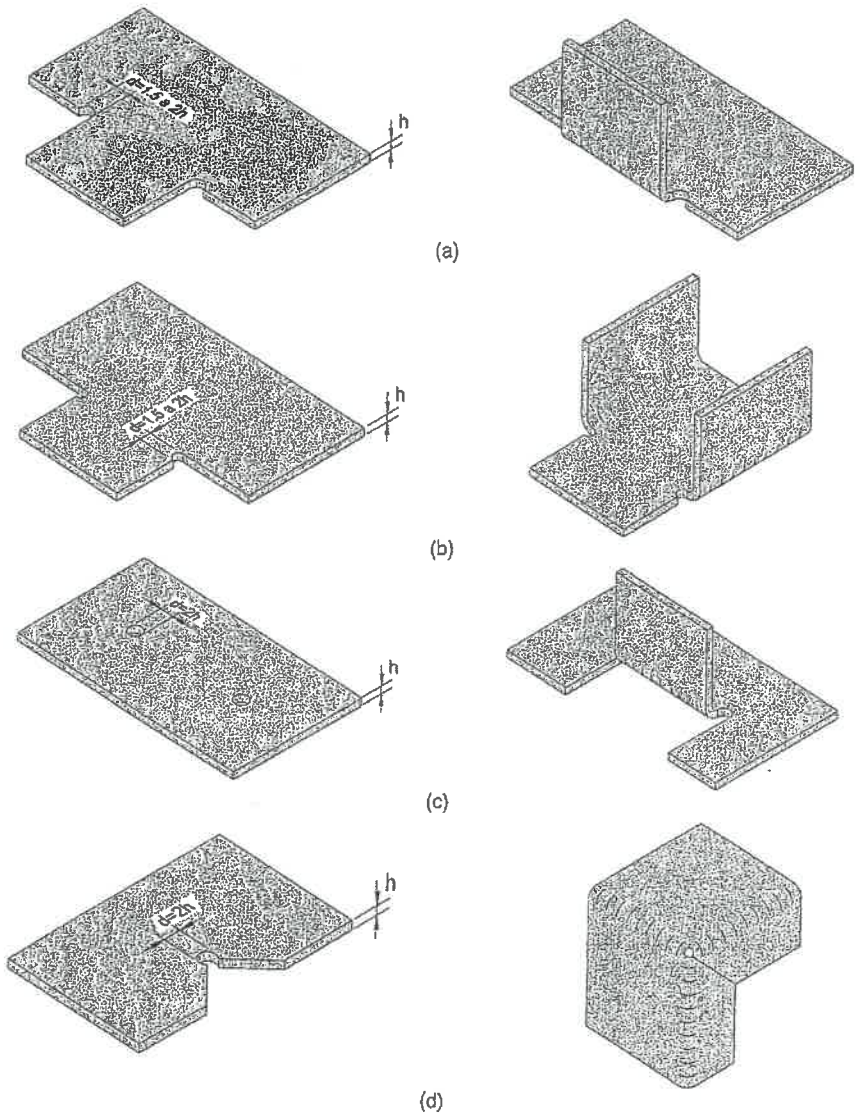


Figura 18.18 Exemplos de preparação do planificado para evitar alguns dos defeitos que podem surgir nas zonas de concordância de peças obtidas por quinagem.

Por outro lado, atendendo a que na maioria dos casos a relação entre o comprimento de quinagem e a espessura da chapa é superior a $b/h > 5$, os fenómenos do esbeiçamento e do efeito de sela são pouco significativos, já que a perturbação originada pelo estado de tensão plano dos bordos da chapa não deixará de ser um fenómeno localizado para estes casos. Todavia, quando o raio interior de quinagem for pequeno, a chapa espessa ou o comprimento de dobragem relativamente pequeno, aqueles fenómenos podem assumir particular importância, alterando significativamente a geometria pretendida para a peça.

Seguidamente apresentam-se algumas regras de projecto para peças quinadas que se destinam a evitar alguns dos fenómenos atrás referidos e cuja aplicação contribuirá para a obtenção de produtos de melhor qualidade. Assim, para evitar o aparecimento de fendas ou do fenómeno do esbeiçamento nas zonas de transição entre as partes dobradas e as rectas, é aconselhável na fase de preparação da estampa plana 'suavizar' a zona de concordância, conforme se indica nas figuras 18.18a), b), c) e d).

No caso de existirem furos junto da linha de dobragem, deve respeitar-se uma distância mínima para evitar alterações de forma dos furos após dobragem, figura 18.19a). Também no projecto de peças com abas pequenas deverá, sempre que possível, respeitar-se uma dimensão mínima para que assim se evitem defeitos de dobragem (figura 18.19b). Nos casos em que esse requisito não possa ser cumprido, resta sempre a possibilidade de se realizar a dobragem com uma aba de dimensão maior e posteriormente cortar o excesso.

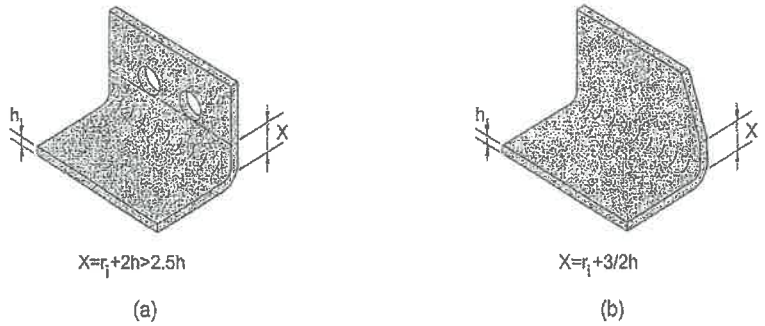


Figura 18.19 a) Distância mínima entre furos e a linha de dobragem para evitar defeitos de forma e b) dimensão mínima da aba para evitar defeitos de dobragem.

18.3.10 Força e trabalho de quinagem

Para determinar a força necessária à quinagem em V no ar, considere-se a figura 18.20, na qual se apresenta o sistema de forças que se desenvolve durante a operação.

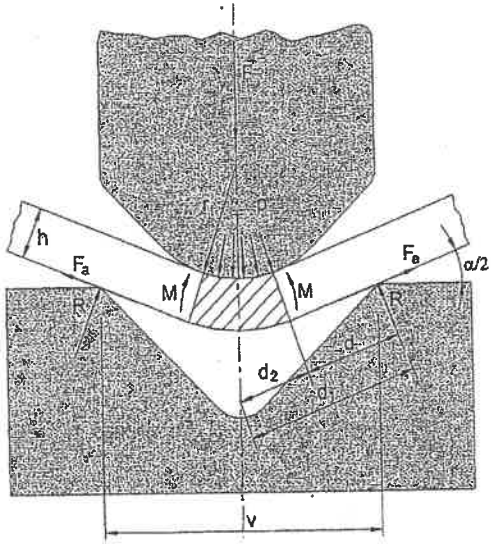


Figura 18.20 Representação esquemática do sistema de forças que actua numa operação de quinagem em V no ar.

Devido à acção da força exercida pelo cunho, surgem na matriz as reacções, R, e as forças de atrito, F_a. Admitindo, em primeira aproximação, que as reacções na matriz, R, são verticais e que as forças de atrito podem ser desprezadas ($F_a \cong 0$), conclui-se que o momento flector na secção central da chapa será dado por,

$$M = \frac{Fv}{4} \tag{18.29}$$

em que F é a força de quinagem e v a abertura da matriz.

Por outro lado, simplificando a solicitação que actua sobre a chapa, designadamente desprezando o efeito da pressão, p_i, aplicada pelo cunho na fibra interior (ver figura 18.21a), obtém-se a distribuição de tensões representada na figura 18.21b),

correspondente à da dobragem em domínio plástico de peças curvas de eixo circular sujeitas a um momento puro. Nestas condições, viu-se (§ 13.4.1) que o momento plástico, M_p, necessário para plastificar a totalidade da secção transversal da chapa é dado por,

$$M_p = \sigma_e \frac{bh^2}{4} \tag{18.30}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade e b é o comprimento de dobragem.

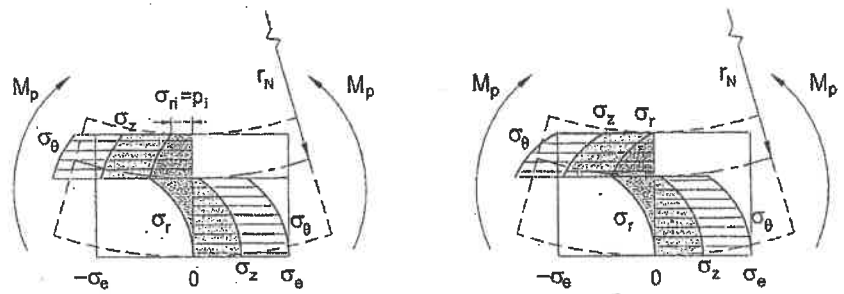


Figura 18.21 Tensões aplicadas na chapa durante a quinagem, admitindo condições de deformação plana. a) Considerando a pressão radial exercida pelo cunho na fibra interior, e b) desprezando a pressão exercida pelo cunho na fibra interior.

Então, para se determinar a força necessária à quinagem em V no ar, não tem mais do que se igualar o momento flector que actua na secção central da chapa, equação (18.29), ao momento necessário à deformação plástica, equação (18.30), obtendo-se,

$$F = \sigma_e \frac{bh^2}{v} \tag{18.31}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade, h é a espessura da chapa, b é o comprimento de quinagem e v a abertura da matriz.

Todavia, verifica-se que em termos práticos esta expressão não é capaz de fornecer estimativas muito correctas para o valor da força de quinagem, atribuindo-se este facto às diferentes simplificações que foram introduzidas durante a sua dedução. De facto, o

encruamento do material não foi considerado, as forças de atrito foram desprezadas e as reacções na matriz foram consideradas verticais. Para incorporar todos estes efeitos no cálculo da força de quinagem tem de se efectuar o equilíbrio completo das forças na direcção vertical (ver figura 18.20), obtendo-se,

$$F = 2\,(R\cos(\alpha/2) + F_e\,\mathrm{sen}(\alpha/2)) = 2\,(R\cos(\alpha/2) + \mu R\,\mathrm{sen}(\alpha/2)) \qquad (18.32)$$

em que $\mu = R/F_e$ é o coeficiente de atrito entre a chapa e a matriz. Nestas condições, o momento flector que actua na secção em deformação da chapa determina-se a partir de,

$$M = Rd + F_e\,(h + r_i) = R\,[d + \mu(h + r_i)] \cong R \cdot d \qquad (18.33)$$

em que R é a reacção na matriz obtida a partir da equação (18.32) e d a distância instantânea da reacção à secção em deformação plástica.

Substituindo o valor da reacção na equação (18.33), obtém-se para o momento flector,

$$\begin{aligned} M = Rd &= \frac{F}{2\,[\cos(\alpha/2) + \mu\,\mathrm{sen}(\alpha/2)]}\,(d_1 - d_2) \\ &= \frac{F}{2\,[\cos(\alpha/2) + \mu\,\mathrm{sen}(\alpha/2)]}\left[\frac{v}{2\cos(\alpha/2)} - (r_i + h)\tan(\alpha/2)\right] \\ &= \frac{F}{2\cos(\alpha/2)}\,\frac{\frac{v}{2} - (r_i + h)\,\mathrm{sen}(\alpha/2)}{\cos(\alpha/2) + \mu\,\mathrm{sen}(\alpha/2)} \end{aligned} \qquad (18.34)$$

Igualando este momento ao momento plástico, M_p, necessário para plastificar a totalidade da secção transversal da chapa, obtém-se para a força de quinagem, F,

$$F = \sigma_e\,\frac{b h^2}{v}\,\frac{\cos(\alpha/2)[\cos(\alpha/2) + \mu\,\mathrm{sen}(\alpha/2)]}{1 - 2\,\frac{r_i + h}{v}\,\mathrm{sen}(\alpha/2)} = K\,\sigma_e\,\frac{b h^2}{v} \qquad (18.35)$$

em que o parâmetro K depende da profundidade de quinagem, do coeficiente de atrito entre a chapa e a matriz, da abertura da matriz e do raio de quinagem, sendo dado por,

$$K = \frac{\cos(\alpha/2)[\cos(\alpha/2) + \mu\,\mathrm{sen}(\alpha/2)]}{1 - 2\,\frac{r_i + h}{v}\,\mathrm{sen}(\alpha/2)} \qquad (18.36)$$

O gráfico da figura 18.22 mostra a evolução deste parâmetro K em função do deslocamento do cunho, para uma operação de quinagem realizada sobre uma chapa com 1 mm de espessura e considerando diferentes valores do raio interior de quinagem, r_i, e da abertura da matriz, v, admitindo um coeficiente de atrito constante entre a matriz e a chapa de $\mu = 0.15$.

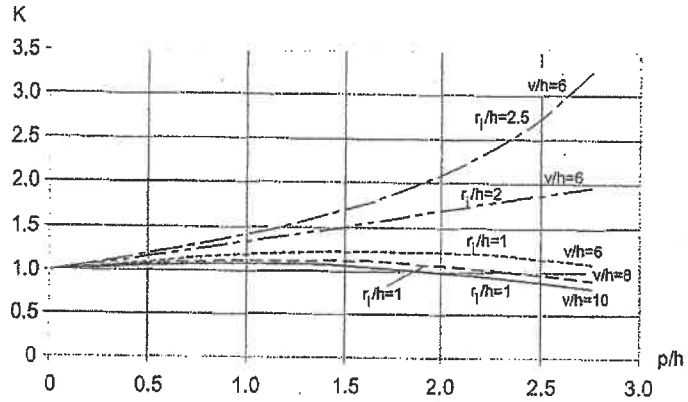


Figura 18.22 Evolução do parâmetro K em função da profundidade de quinagem numa operação em que a espessura da chapa é de $h = 1\text{mm}$, para diferentes valores do raio interior de dobragem, r_i, e da abertura da matriz, v, considerando um coeficiente de atrito $\mu = 0.15$.

A análise deste gráfico mostra que a evolução da força de quinagem para além de depender do encruamento do material é também função dos parâmetros processuais da operação, revelando a influência que elevados raios de quinagem têm na força e justificando o facto de no § 18.3.3 se ter aconselhado para operações de chapas finas ($h \leq 3\text{mm}$) um raio de quinagem $r_i = 2h$.

Convém referir que o cálculo da força de quinagem anteriormente efectuado, contém ainda algumas simplificações que podem influenciar o valor da força de quinagem, designadamente o facto das forças de atrito terem sido utilizadas no cálculo do momento flector que actua na secção em deformação plástica da chapa, mas não terem sido consideradas no cálculo do momento máximo plástico, M_p, o qual assume valores inferiores ao da flexão com momento puro. Igual efeito é produzido no momento flector quando se considera a pressão exercida pelo cunho no raio interior da chapa, uma vez que o aumento das tensões radiais implica uma redução nas tensões tangenciais. Por

uma razão e por outra, conclui-se que a fibra neutra deslocar-se-á no sentido dos raios menores, relativamente ao caso da dobragem com um momento puro e, portanto, haverá redução de espessura na quinagem (podendo variar entre 5% e 20%, conforme referido no § 18.3.9), com a consequente distensão da fibra média da peça dobrada.

Na prática o cálculo da força de quinagem no ar em V feito a partir da equação (18.35) revela-se pouco expedito, não só pelas características da própria expressão, como pela aleatoriedade que o atrito entre a chapa e a matriz apresenta e também por o encruamento do material ser habitualmente incluído nesse cálculo através da tensão de rotura nominal do material, σ_R (não sendo a deformação uniaxial, são valores nominais que geralmente se encontram tabelados). Estes factos, justificam o motivo pela qual a norma DIN 6935 propõe um factor correctivo alternativo, dado por,

$$K = 1 + 4\frac{h}{v} \tag{18.37}$$

para calcular a força de quinagem em V no ar, usando a seguinte expressão,

$$F = K\sigma_R \frac{bh^2}{v} \tag{18.38}$$

em que σ_R é a tensão de rotura do material, b o comprimento de quinagem, h a espessura da chapa e v a abertura da matriz.

À semelhança do efectuado anteriormente, a discussão até agora realizada para determinação do valor necessário à quinagem aplica-se exclusivamente a operações de quinagem em V no ar. De facto, a figura 18.23 apresenta de modo qualitativo a evolução da força de quinagem para uma operação de quinagem em V, ou seja, até que a folga entre o cunho e a matriz seja igual à espessura da chapa. Da análise desta figura é possível identificar duas zonas distintas; a primeira correspondente à quinagem no ar, em que a força aumenta suavemente, dependendo da combinação entre a taxa de encruamento do material e as variáveis da quinagem, expressas pelo factor de quinagem K (equação 18.36), levando, mesmo, a que em alguns casos a força possa não ser sempre crescente e venha a apresentar um máximo para valores intermédios do ângulo de quinagem, e uma segunda zona, correspondente ao final da operação (quinagem em V), em que a força cresce com uma taxa muito mais elevada e que tem origem na geometria da chapa no final da operação, conforme discussão efectuada no final do § 18.3.6. Refira-se que o máximo da força nesta fase final da operação pode alcançar valores superiores em cerca de 30% ao do valor necessário à operação de quinagem no ar correspondente.

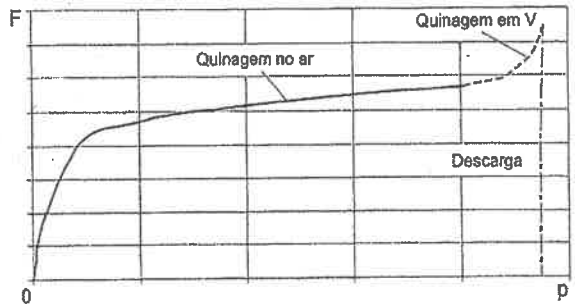


Figura 18.23 Evolução da força de quinagem para uma operação de quinagem em V.

Para determinar o trabalho de quinagem, W_q, sabe-se que o seu valor corresponde à área delimitada pela curva da força de quinagem num gráfico força versus deslocamento do cunho (figura 18.23). Então, um modo expedito de o calcular é a partir da seguinte expressão,

$$W_q = Q_w F p \tag{18.39}$$

onde F é a força máxima de quinagem, p a profundidade de quinagem (deslocamento do cunho) e Q_w um coeficiente, cujo valor varia geralmente entre 0.5 e 0.8 em função do tipo de evolução que a força de quinagem tem com o curso do cunho (ver equação (25.15) e figura 25.4 no § 25.2.1).

18.4 Quinagem a fundo ou 'Quebra do nervo'

Como se viu anteriormente, o controlo preciso do ângulo de quinagem é uma tarefa relativamente difícil que requer alguns conhecimentos quer da operação, quer dos materiais usados. Todavia, as peças obtidas por quinagem a fundo (ver § 18.2) são geralmente mais precisas do que as obtidas através de quinagem no ar, podendo inclusive serem enformadas com raios de quinagem inferiores à espessura da chapa, sem que daí advenham problemas de fissuração na superfície exterior da chapa. Esta operação, também designada por quinagem com quebra do nervo, consiste em esmagar a chapa entre o cunho e a matriz no final da operação, de modo a que a folga entre o cunho e a matriz seja inferior à espessura da chapa. Esta técnica aplica-se sobretudo em chapas finas (com espessuras inferiores a 3 mm) e permite reduzir, ou até mesmo eliminar, a recuperação elástica do material, apresentando, no entanto, como principais inconvenientes a redução local de espessura e as elevadas forças necessárias à sua execução.

Para melhor se compreender a génese do fenómeno, considere-se a figura 18.24, na qual se reproduz esquematicamente esta operação. Da sua análise constata-se que no final da operação sobrevêm dois tipos de solicitação; uma que tem origem na flexão e uma outra que resulta do esmagamento imposto à chapa. Para determinar correctamente a distribuição das tensões que actuam na zona em deformação, ambas as solicitações devem ser consideradas em simultâneo, uma vez que tratando-se de um fenómeno que decorre em domínio plástico não é válido o princípio da sobreposição. No entanto, para explicar a génese do fenómeno é perfeitamente aceitável que se analise cada uma das solicitações isoladamente e se admita que a deformação plástica se processa em consonância com o princípio da sobreposição.

Considerando, então, a operação de esmagamento isolada, ao admitir-se que o atrito é desprezável, o equilíbrio de forças na direcção vertical (figura 18.24) fornece a seguinte relação para as tensões radiais, σ'_r,

$$p_i r_i = p_e r_e = \sigma'_r r \tag{18.40}$$

em que r_i é o raio interior, r_e o raio exterior, p_i a pressão exercida pelo cunho na fibra interior, p_e a pressão que actua na fibra exterior e r um raio arbitrário entre o raio interior e o exterior.

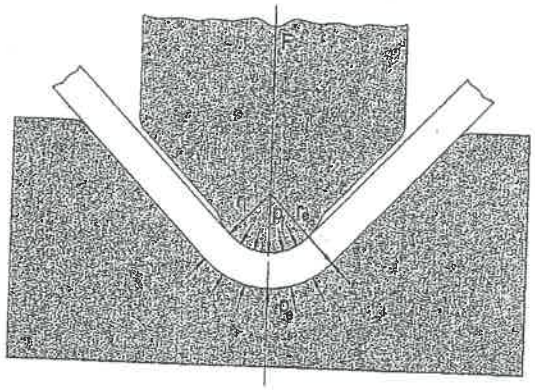


Figura 18.24 Operação de quinagem a fundo ou 'quebra do nervo'.

A figura 18.25a) apresenta a distribuição da tensão radial que resulta da solicitação de esmagamento, em conformidade com a equação (18.40).

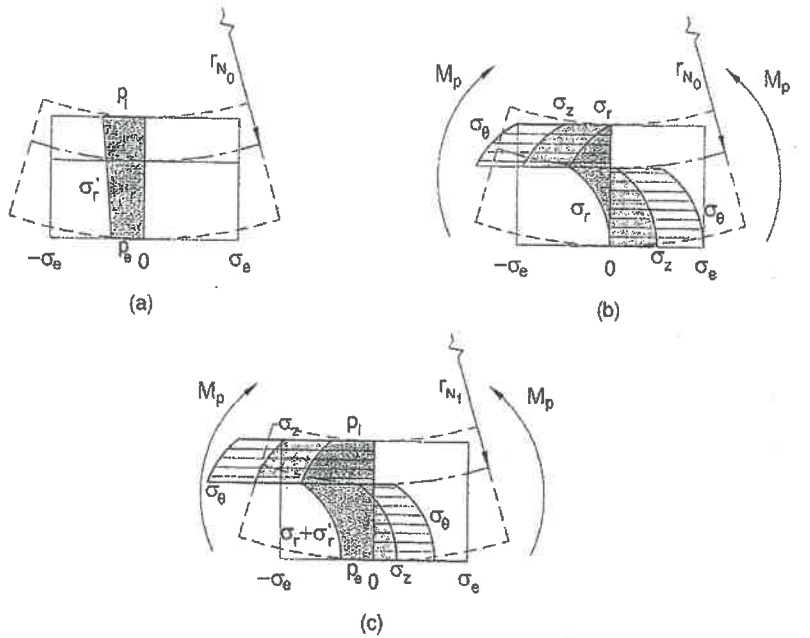


Figura 18.25 Distribuição de tensões para; a) a solicitação de esmagamento, b) a solicitação de flexão e c) a quinagem a fundo, obtida por sobreposição de ambas.

Considerando, agora, a distribuição de tensões devidas à dobragem com um momento puro, M, (ver figura 18.25b)), e sobrepondo-a à que se obteve para o esmagamento, chega-se à distribuição de tensões para a quinagem a fundo. Esta evolução de tensões encontra-se representada na figura 18.25c) e caracteriza-se pela alteração das tensões tangenciais, σ_θ, devido às tensões radiais, σ_r, terem aumentado em valor absoluto e a condição de plasticidade, imposta pelo critério de plasticidade, continuar a ter que se verificar. Uma vez que a condição de equilíbrio impõe que a resultante das tensões tangenciais, σ_θ, tenha que continuar a ser nula, a fibra neutra terá que se deslocar no sentido dos raios menores, $r_{N1} < r_{N0}$, levando a que o valor do momento flector associado às tensões tangenciais sofra igualmente uma redução, com a consequente diminuição da recuperação elástica. No caso limite, quando a pressão no exterior atingir o valor da tensão limite de elasticidade do material, $|p_e| = \sigma_e$, a tensão tangencial na fibra exterior será nula, $\sigma_{\theta e} = 0$, e para que se verifique equilíbrio nessa direcção, também a tensão

tangencial na fibra interior terá que ser nula, $\sigma_{\theta} = 0$, tendo como consequência a anulação do momento e da recuperação elástica que lhe está associada.

A figura 18.26 apresenta a evolução qualitativa da força com a profundidade de quinagem para uma operação de quinagem a fundo.

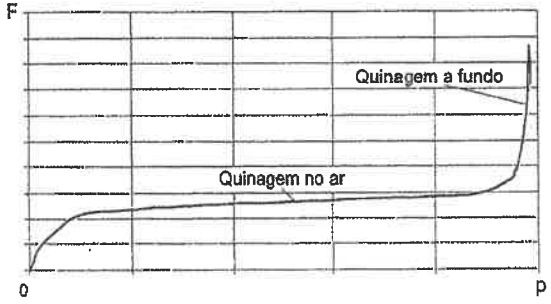


Figura 18.26 Evolução da força com a profundidade para uma operação de quinagem a fundo.

Conforme se constata da análise do gráfico anterior, a força na quinagem a fundo apresenta taxas de crescimento muito acentuadas no final da operação, em virtude do deslocamento do cunho, nessa altura, ser exactamente igual à perda de espessura da chapa. Uma vez que, a força necessária para que se verifique quinagem a fundo depende essencialmente da relação entre o raio de quinagem e a espessura da chapa, a tabela 18.VI indica valores para o cálculo expedito da força necessária à quinagem a fundo, F_f, em função da relação entre o raio de quinagem e a espessura da chapa, r_i/h, e do valor da força de quinagem no ar correspondente, $F_{v=6h}$, com uma abertura da matriz de $v = 6h$ (equação 18.38).

r_i/h	0.7	0.5	0.35
Força necessária à quinagem a fundo	$2\,F_{v=6h}$	$2.5\,F_{v=6h}$	$3.5\,F_{v=6h}$

Tabela 18.VI Força necessária à quinagem a fundo em função do valor da quinagem no ar correspondente.

Finalmente deve acentuar-se que a quinagem a fundo só deve ser usada quando for estritamente necessária, ou seja, em aplicações onde sejam exigidos elevados níveis de precisão ou cantos muito vivos. De facto, nas máquinas ferramenta convencionais esta operação é geralmente regulada em deslocamento e não em força, levando a que

inadvertidamente a força possa alcançar valores muito elevados, já que qualquer pequena variação de deslocamento do cunho se traduz inevitavelmente numa variação muito significativa da força, podendo por em causa a integridade das ferramentas e da própria máquina ferramenta. Em particular, deve evitar-se realizar esta operação em quinadoras mecânicas, uma vez que as características mecânicas e cinemáticas destas máquinas levam a que nos pontos de inversão de velocidade, no caso o PMI, a força disponibilizada pela máquina possa atingir valores muito elevados, enquanto que nas quinadoras hidráulicas a regulação da operação deva ser feita com muito cuidado, ou seja, controlando sempre a força máxima disponível na máquina.

18.5 Quinagem em *U*

Na quinagem em *U* realizada numa única operação, as peças são constituídas por duas abas, geralmente paralelas entre si, ligadas por uma alma. Em termos de processo tecnológico esta operação pode ser realizada de dois modos; i) dobragem em *U* sem encostador e ii) dobragem em *U* com encostador. A figura 18.27 ilustra as diferentes fases de dobragem que caracterizam cada um dos processos.

Na dobragem em *U* sem encostador depois do cunho contactar a chapa, a zona da alma da peça deforma-se, adquirindo uma geometria circular devido à distribuição constante do momento flector nessa zona. À medida que o cunho progride, as abas vão rodando em direcção à parede lateral do cunho, enquanto que a curvatura na zona da alma se vai acentuando. Este movimento continua a processar-se sem introduzir alterações significativas na deformação da chapa até que a parte mais avançada da alma toque no fundo da matriz e se dê início a uma nova fase de deformação. Durante esta última fase da deformação a curvatura da alma passa de convexa a côncava, tornando-se difícil a planificação da alma, em virtude do excesso de material que existe para preencher o espaço vago da matriz. Em consequência deste mecanismo de deformação as abas tendem a rodar em direcção às paredes laterais do cunho, dando origem a ângulos de dobragem inferiores aos pretendidos (sendo, naturalmente, esta variação função do valor da folga entre o cunho e a matriz).

Na dobragem em *U* com encostador a estampa quando actuada pelo cunho é firmemente apertada pelo encostador desde o início da operação, evitando que a zona da alma da peça seja deformada durante todo o processo de enformação. Deste modo, evita-se o aparecimento da última fase de planificação da alma que sempre surge quando não se usa encostador, enquanto que o restante mecanismo de deformação plástica é similar para os dois processos, conforme se ilustra na figura 18.27.

A metodologia de projecto a seguir no caso da dobragem em *U* segue em grande parte aquela que foi descrita para a quinagem em *V* (§ 18.3), designadamente no que se refere à determinação da dimensão do planificado, do efeito de mola e dos defeitos de dobragem.

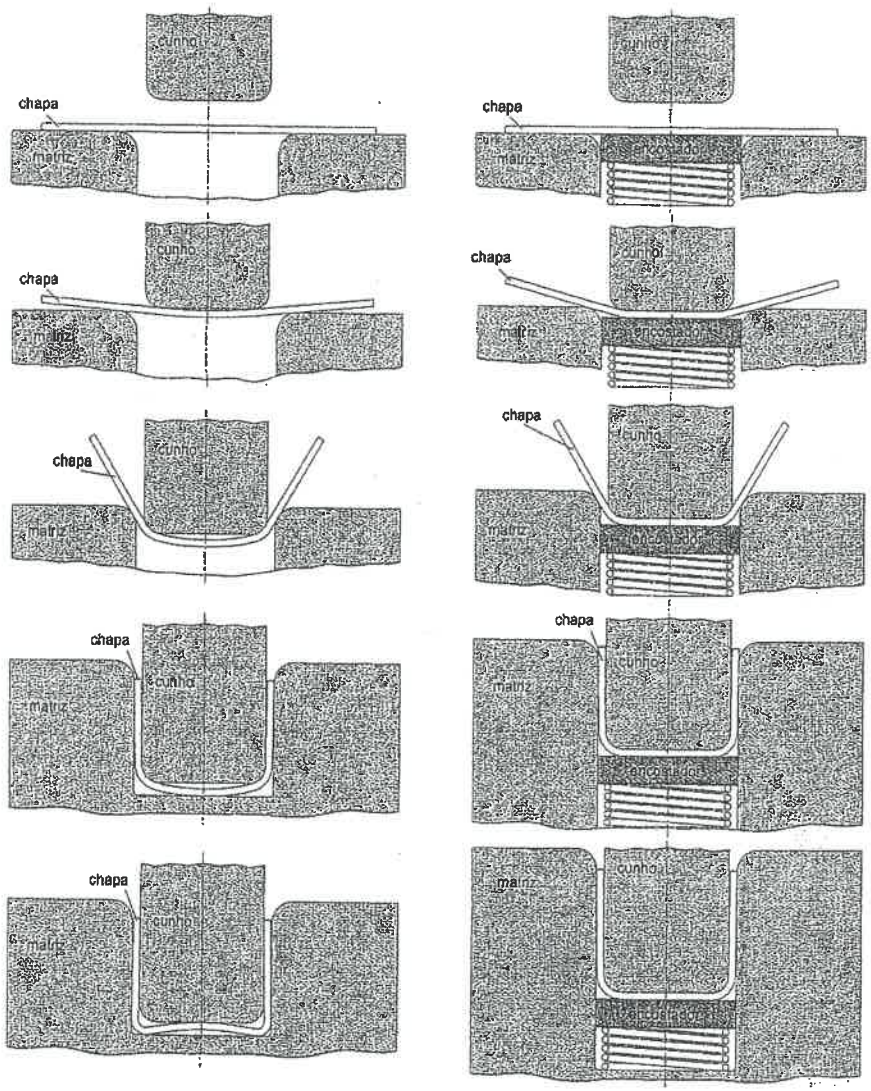


Figura 18.27 Diferentes fases da dobragem em U, a) sem encostador e b) com encostador.

Relativamente à geometria da ferramenta para a dobragem em U, a figura 18.28 mostra as principais variáveis que a caracterizam.

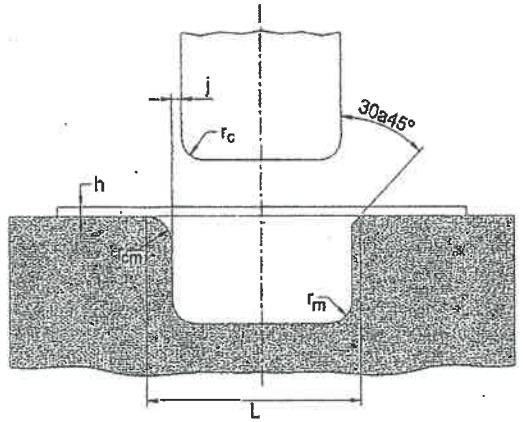


Figura 18.28 Variáveis características de uma ferramenta para dobragem em U.

Na operação de dobragem em U a folga entre o cunho e a matriz, j, é uma variável com especial importância, pois dela depende, em muitos casos, o sucesso da operação. Existem casos em que o efeito de mola pode ser melhor controlado se em vez de se usar uma folga de valor constante ao longo da parede lateral da matriz, se usar uma folga cujo valor vá diminuindo à medida que nos aproximamos da dobragem (parede lateral da matriz cónica). Não obstante, o valor a seleccionar para a folga deve seguir a seguinte regra,

$$\begin{aligned} j &= 1.05 \text{ a } 1.15\,h \quad \text{para o aço} \\ j &= 1.00 \text{ a } 1.10\,h \quad \text{para materiais não-ferrosos} \end{aligned} \qquad (18.41)$$

em que h é a espessura da chapa.

Por seu lado, o raio do canto do cunho, r_c, deve ser seleccionado de acordo com os requisitos especificados nos § 18.3.2 e § 18.3.3 para a quinagem em V, enquanto que o raio do canto da matriz, r_{cm}, é habitualmente escolhido de modo a ficar no seguinte intervalo,

$$r_{cm} = 2 \text{ a } 6\,h \qquad (18.42)$$

podendo, no entanto, a concordância circular dos cantos da matriz ser preterida em favor da chanfrada, variando os ângulos do chanfro no intervalo indicado na figura 18.28.

Para a zona do fundo da matriz em geral selecciona-se o raio de concordância, r_m, em função do raio do canto do cunho, r_c, através da seguinte regra,

$$r_m = r_c + (1.2 \text{ a } 1.25)h \tag{18.43}$$

Poderia parecer que na dobragem em U com encostador a força máxima de dobragem seria maior do que na dobragem sem almofada, pois naquele caso para além de se ter que deformar a chapa tem que se vencer a contra-força exercida pelo encostador. No entanto, o aparecimento da fase de planificação da alma que surge no final da dobragem em U sem encostador pode inverter essa conclusão (naturalmente que será dependente do nível de planificação que se exige para a alma do perfil). Para melhor se compreender o exposto, observe-se a figura 18.29 na qual se apresenta a evolução qualitativa da força para cada um dos processos.

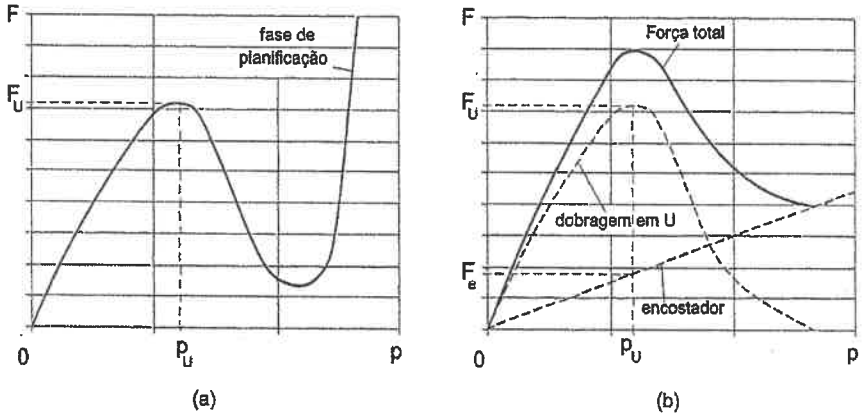


Figura 18.29 Evolução característica da força com o deslocamento do cunho para; a) dobragem em U sem encostador e b) dobragem em U com encostador do tipo elástico.

A evolução da força para a dobragem em U depende inicialmente do raio do canto da matriz, r_{cm}, e posteriormente da profundidade de enformação, p, e da folga entre o cunho e a matriz, j. Para ralos de canto da matriz maiores o máximo da força de dobragem, F_U, (ver gráficos na figura 18.29) é menor e surge para maiores penetrações do cunho, p_U.

Depois de alcançado o máximo da força de dobragem, a força baixa significativamente e pode permanecer constante durante alguma parte do curso, dependendo naturalmente da profundidade da matriz. Quando a operação é conduzida sem encostador a força tem uma subida muito acentuada na parte final, devido ao surgimento da fase de planificação da alma, podendo o máximo da força nesta fase e, consequentemente, na operação alcançar 3 vezes o valor da força de dobragem, F_U. Em contrapartida, quando se utiliza encostador, por exemplo accionado através de um sistema elástico, a força máxima para a operação coincide com o instante em que a força da dobragem em U é máxima, mas o seu valor será obtido somando a esta última força o valor da contra-força exercida pelo sistema elástico que, para a generalidade dos casos, deve situar-se entre os 25 e os 30% da força de dobragem em U, ou seja,

$$F_e = (0.25 \text{ a } 0.3)F_U \tag{18.44}$$

Para determinar a força de dobragem em U considere-se o sistema simplificado de forças representado na figura 18.30. O momento flector que se desenvolve tem o andamento representado na figura, sendo o seu valor máximo dado por,

$$M_U = \frac{F_U}{2}(r_{cm} + j + r_c) \tag{18.45}$$

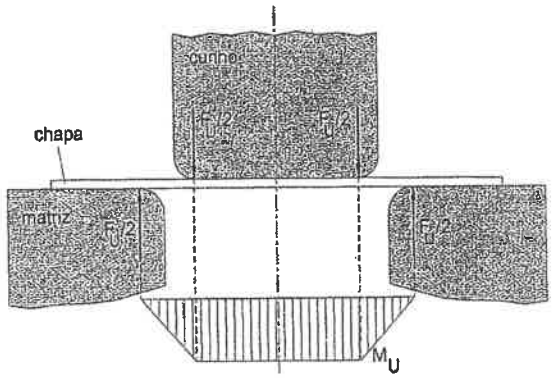


Figura 18.30 Sistema de forças aplicado na dobragem em U.

Uma vez que a condição de plasticidade de toda a secção transversal da chapa obriga a que o momento flector tenha o valor dado pelo expressão (18.30), a força de dobragem em U, vem dada por,

$$F_U = \frac{\sigma_e\, b h^2}{2(r_{cm} + j + r_c)} \tag{18.46}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade do material, b o comprimento de dobragem, h a espessura da chapa, r_{cm} o raio do canto da matriz, j a folga e r_c o raio do canto do cunho. Como a força contabilizada pela equação (18.46) não considera o encruamento, nem o atrito que se desenvolve nos cantos da matriz, nem o facto do braço do momento ser variável durante a dobragem, é habitual usar-se no cálculo da força de dobragem em U a seguinte expressão,

$$F_U = \frac{k_U\, \sigma_R\, b h^2}{r_{cm} + j + r_c} \tag{18.47}$$

em que σ_R é a tensão de rotura e k_U um factor correctivo que varia entre 0.4 e 1.

18.6 Quinagem de flanges com cunho de arraste

Na quinagem de flanges com cunho de arraste a estampa é posicionada na ferramenta através de um encostador que a prende de encontra a matriz (ver figura 18.31). A dobragem da aba é efectuada através do movimento descendente do cunho, podendo o ângulo de quinagem ser diferente de 90º em função do curso do cunho.

Analisando a figura 18.32, na qual se ilustra esquematicamente o desenvolvimento da operação, constata-se que as forças de atrito que surgem entre o cunho e a chapa desempenham um papel fundamental na operação, contribuindo decisivamente para a precisão final da peça, uma vez que, como se sabe, a dobragem com forças axiais de tracção tem menores recuperações elásticas. Não obstante, a geometria da ferramenta é geralmente concebida para que no final da operação (figura 18.32b)) surja uma operação de calibração, em tudo semelhante à da quebra do nervo descrita no § 18.4 para a quinagem em V. Estes são motivos para que na determinação da dimensão do planificado se considere que a linha que não varia de comprimento durante a operação, que se tem vindo a designar por linha neutra, esteja mais próxima do raio interior da peça, do que nos casos até agora analisados, sendo usual calcular-se o seu comprimento através da seguinte relação,

$$l = a + b + \frac{\pi \alpha}{180}\left(r_i + \frac{h}{5}\right) \tag{18.48}$$

em que a e b são, respectivamente, os comprimentos da aba presa entre o encostador e a matriz e o da aba dobrada, α o ângulo de dobragem em graus, r_i o raio interior de dobragem e h a espessura da chapa.

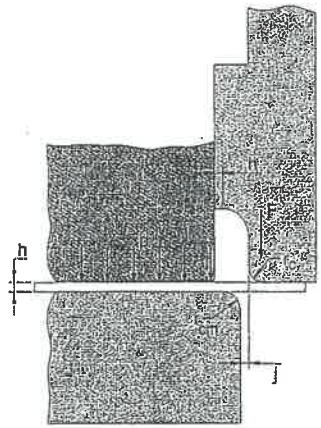
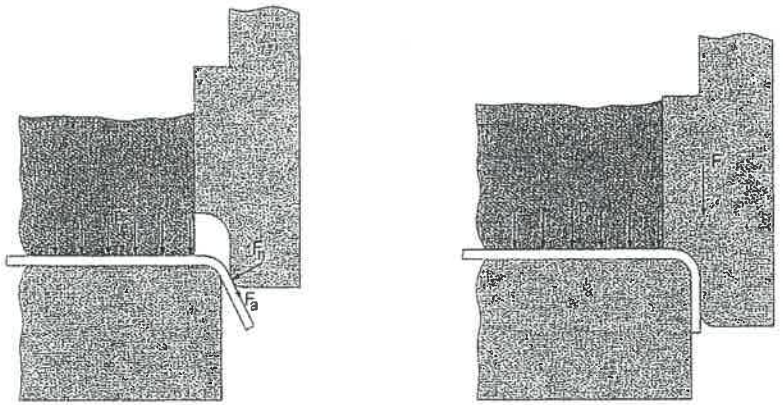


Figura 18.31 Dimensões características de uma ferramenta de quinagem de abas com cunho de arraste.



(a) (b)

Figura 18.32 Quinagem de aba com cunho de arraste. a) Dobragem da aba numa fase intermédia, b) quinagem a fundo na fase final da operação.

Para se determinar a força necessária à operação será interessante analisar a evolução qualitativa da força exercida pelo cunho com o seu deslocamento, representada na figura 18.33.

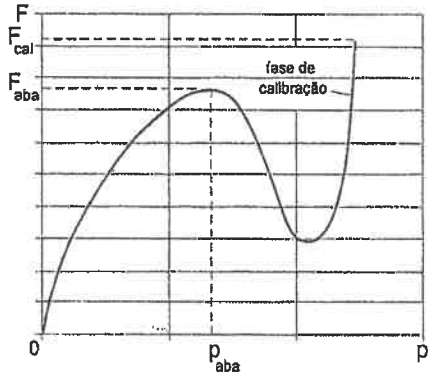


Figura 18.33 Evolução da força de enformação para uma operação de quinagem de aba com cunho de arraste, com fase final de calibração.

De facto, o máximo da força para enformar a aba surge para um deslocamento do cunho, p_{aba}, que será, naturalmente, função das variáveis processuais seleccionadas para a ferramenta. Porém, tendo como referência a posição inicial da operação (figura 18.31) é possível estimar o valor máximo de força de dobragem da aba, F_{aba}, admitindo que, em primeira aproximação, a flexão se produz com um momento puro, obtendo-se,

$$F_{aba} = \frac{\sigma_e b h^2}{4(r_c + j + r_{cm})} \qquad (18.49)$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade do material, b o comprimento de dobragem, h a espessura da chapa, r_c o raio do canto do cunho, j a folga entre o cunho e a matriz e r_{cm} o raio do canto da matriz. Porém, a expressão anterior não considera nem o encruamento do material, nem a rotação que a força que origina o momento vai tendo ao longo do processo, motivos que levam a que o valor máximo da força de enformação da aba seja normalmente estimado a partir da seguinte expressão,

$$F_{aba} = \frac{k_s \sigma_R b h^2}{4(r_c + j + r_{cm})} \qquad (18.50)$$

em que σ_R é a tensão de rotura do material e k_s um factor correctivo variando habitualmente entre 1.5 e 2.

No entanto, a figura 18.33 mostra que esta força poderá não ser a força máxima da operação. De facto, se existir a última fase de calibração da dobragem a força necessária a esta fase poderá superar aquela que permite dobrar a aba. Nestas condições, é habitual estimar-se a força necessária à calibração, F_{cal}, recorrendo ao exposto para a quinagem a fundo no § 18.4.

Dobragem de abas curvas

A análise até agora efectuada referiu-se à dobragem de abas em que o eixo de quinagem era recto. Porém, existem situações em que o eixo de dobragem da peça que se pretende fabricar tem geometria circular, como é, por exemplo, o caso das peças representadas na figura 18.34.

Nesta mesma figura identificam-se os dois tipos básicos de aba de eixo circular, cuja denominação está geralmente associada ao modo predominante de deformação que surge na aba durante a sua enformação; aba enformada por expansão ou por retracção.

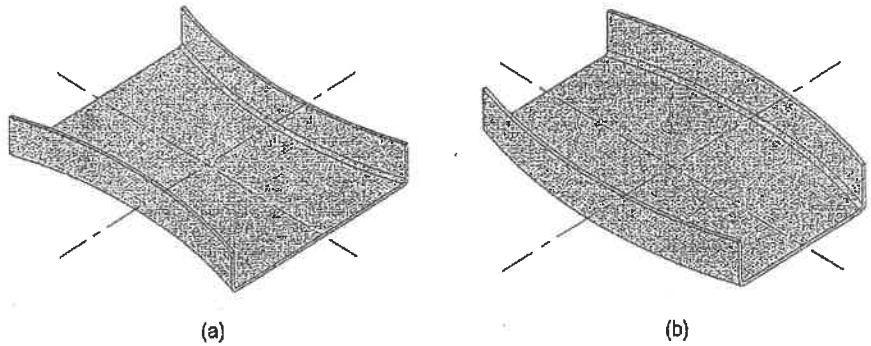


Figura 18.34 Peças com abas curvas. a) Abas enformadas por expansão e b) abas enformadas por retracção.

Embora possa parecer que estes casos pouco diferem dos de enformação de abas com eixo recto, somente na aparência essa conclusão pode ser retirada. Este facto compreende-se melhor quando se procura determinar a geometria e as dimensões da estampa plana. Considerando o caso da aba de expansão, a forma do planificado que lhe irá dar origem deverá ter uma geometria com curvatura côncava (ver figura 18.35a)), significando que durante a deformação a direcção tangencial da aba irá sofrer

alongamentos, ou seja, irá estar sujeita a expansão. Em consequência desta deformação tangencial a espessura da aba será inferior à inicial, acentuando-se tanto mais este fenómeno quanto nos aproximamos do extremo da aba, onde o estado de tensão aplicado é de tracção uniaxial (nesta zona da aba somente actuam tensões tangenciais de tracção, cujo valor terá de ser igual ao da tensão limite de elasticidade do material, para que a deformação plástica seja assegurada).

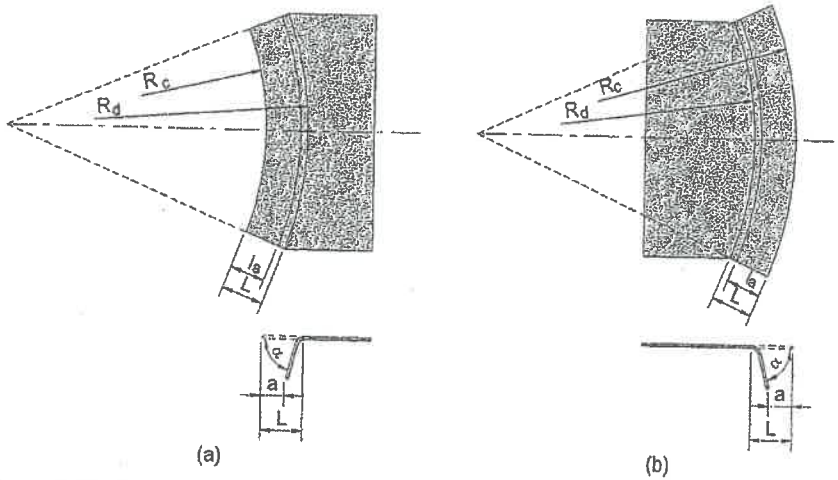


Figura 18.35 Geometria da estampa plana para; a) aba enformada por expansão e b) aba enformada por retracção.

Nestas condições, pode estimar-se para a extremidade da aba a respectiva espessura após deformação. Sendo o estado de tensão uniaxial, verifica-se a seguinte relação de extensões verdadeiras,

$$\varepsilon_z = \varepsilon_r = -\frac{1}{2}\varepsilon_\theta \qquad (18.51)$$

em que ε_z, ε_r e ε_θ são, respectivamente, as extensões verdadeiras segundo a direcção da espessura, radial e tangencial. Notando, agora, a definição das extensões tangencial e segundo a espessura, as quais são dadas respectivamente por,

$$\varepsilon_\theta = \ln\frac{R_d}{R_c} \qquad \varepsilon_z = \ln\frac{h}{h_0} \qquad (18.52)$$

em que R_d e R_c são, respectivamente, o raio da aba depois de enformada e o raio de corte da estampa plana, e h_0 e h a espessura da chapa antes e após deformação é, então, possível determinar o valor final da espessura na extremidade da aba,

$$h = h_0\left(\frac{R_c}{R_d}\right)^{1/2} \qquad (18.53)$$

Para dimensionar a estampa plana é habitual considerar-se que o comprimento na direcção radial da zona deformada plasticamente não varia, o que corresponde a admitir que o comprimento da linha neutra na zona dobrada adicionado ao da altura da aba deverá ser igual a L (ver figura 18.35). Admitindo válida esta simplificação, é possível escrever as anteriores equações para um ângulo de dobragem, α, diferente de 90º ou seja, a extensão tangencial e a espessura final da extremidade serão dadas, respectivamente, por,

$$\varepsilon_\theta = \ln\frac{(R_d + L\cos\alpha)}{R_c}$$
$$h = h_0\left(\frac{R_c}{R_d + L\cos\alpha}\right)^{1/2} \qquad (18.54)$$

Analisando as expressões (18.54) constata-se que para além do ângulo de dobragem, α, o parâmetro mais importante para o sucesso da operação é o raio de corte, R_c, uma vez que quanto menor for o seu valor, maior será tanto a extensão tangencial na extremidade da aba, como a redução de espessura nessa zona. As situações limites têm como consequência para a operação de enformação por expansão, o aparecimento de fissuras radiais na aba, em virtude de na periferia da aba actuarem tensões tangenciais de tracção. Então, para evitar este tipo de problemas, a qualidade superficial resultante do corte da estampa plana deve ser controlada, enquanto que o raio de corte da estampa plana, R_c, deve ser estabelecido de modo a que a extensão tangencial verdadeira na extremidade da aba não ultrapasse os limites de enformação indicados na tabela 18.VII.

Considerando agora o caso da aba enformada por retracção, a forma do planificado que lhe irá dar origem deverá ter uma geometria com curvatura convexa (ver figura 18.35b)), levando a que durante a deformação a direcção tangencial da aba sofra contracções, significando que estará sujeita a um mecanismo de retracção. Devido a este modo de deformação da direcção tangencial a espessura da aba irá aumentar, relativamente ao seu valor inicial, sendo o fenómeno tanto mais intenso quanto nos

aproximamos do extremo da aba, onde o estado de tensão aplicado será de compressão uniaxial, já que nesta zona da aba somente actuam tensões tangenciais de compressão, com valor igual ao da tensão limite de elasticidade do material, para que a alteração de forma seja possível através da deformação plástica do material. Desta exposição compreende-se que a análise efectuada para a aba em expansão se aplique directamente a este caso, notando, porém, as mudanças de sinal das expressões deduzidas, em virtude da alteração do estado de tensão. No entanto, as situações limites de enformação manifestam-se de modo diverso do anterior, essencialmente determinadas pelo aparecimento de instabilidade da aba, originada pelo elevado valor das tensões tangenciais de compressão na zona extrema e eventualmente pela falta de rigidez da secção resistente. Compreende-se, assim, que na preparação desta operação para além de se controlar a extensão tangencial da aba (usando os valores indicativos da tabela 18.VII), se procure conceber a peça com suficiente rigidez, adoptando relações máximas entre a largura da aba (dimensão na direcção tangencial), $\dot{w}$, e a espessura da chapa, h, com um valor na ordem de grandeza de $(w/h)_{max} = 3 a 4$.

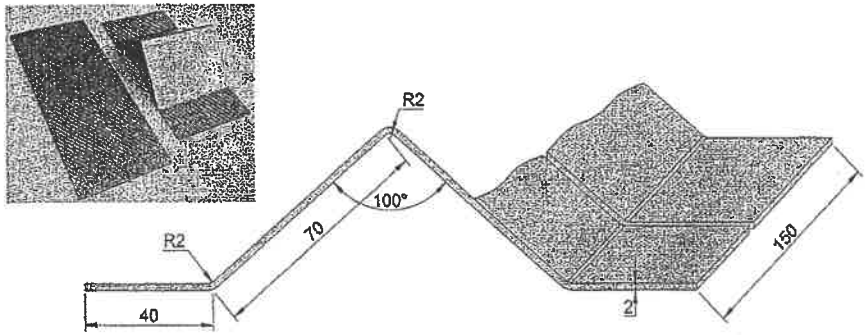
Material	Extensão verdadeira limite, ε	
	Expansão	Retracção
Ligas de alumínio	0.05 a 0.26	0.02 a 0.34
Aço macio	0.2 a 0.32	0.1
Aço inoxidável	0.34 a 0.47	0.1

Tabela 18.VII Limites de enformação de alguns materiais para a dobragem de abas curvas.

18.7 Problemas

Problema 18.1

Pretende-se fabricar por quinagem um lote elevado de peças com a geometria e as dimensões indicadas na figura.



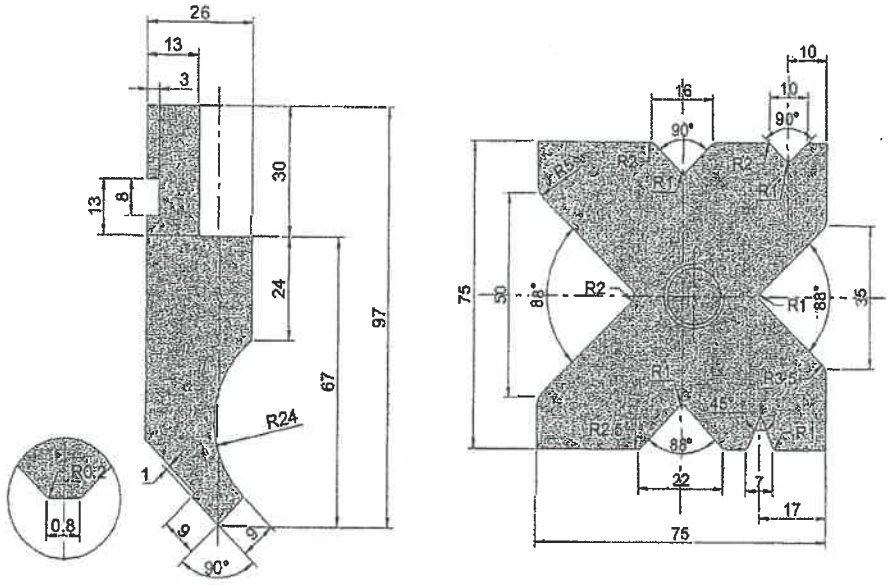
O material da chapa é um aço carbono AISI 1020, com as seguintes propriedades mecânicas;

E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_R (MPa)	e_f (%)	q (%)	HB (kg/mm^2)
207	330	448	36	59	143

A quinadora hidráulica usada para o fabrico é do tipo ascendente e tem as seguintes características;

Capacidade máxima (kN)	630
Comprimento máximo de trabalho (mm)	2500
Potência do motor principal (kW)	4
Pressão hidráulica máxima (bar)	290
Curso (mm)	
Máximo	102
Mínimo	10
Velocidade máxima (mm/s)	
Aproximação	70
Trabalho	8.5
Dimensões máximas das ferramentas (mm)	2550
Largura da mesa (mm)	125
Área dos cilindros (cm^2)	226.59

A geometria e dimensões das ferramentas de quinagem disponíveis para o fabrico da peça encontram-se representadas na figura seguinte, enquanto que as suas principais características mecânicas estão indicadas na tabela que se apresenta a seguir,



	Cunho	Matriz
Material	Aço temperado	Aço temperado
Dureza (HRC)	33 a 37	50 a 54
$\sigma_{0.2}$ **(MPa)**	580	1500

Nestas condições, determine:

a) A geometria e dimensões da estampa plana.

b) O raio mínimo de quinagem e seleccione a matriz mais adequada à operação.

c) A sequência de quinagem, indicando para cada quinagem o posicionamento dos esbarros.

d) O ângulo de recuperação elástica e calcule as tensões residuais que permanecem na chapa após deformação.

e) A profundidade de quinagem para cada uma das operações, compensada com a recuperação elástica.

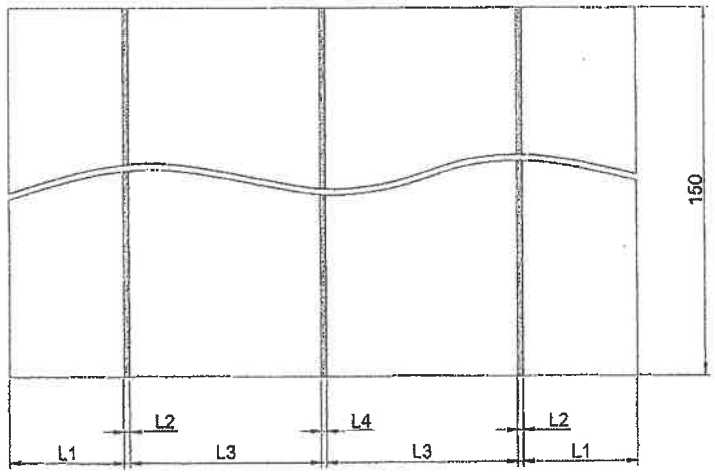
f) A força e a potência máxima para cada uma das quinagens.

g) A pressão específica de trabalho do cunho para a quinagem mais desfavorável.

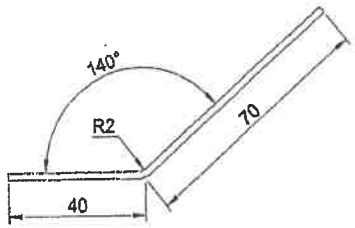
Resolução

a) Analisando a geometria da peça verifica-se que para a produzir será necessário efectuar 3 operações de quinagem, sendo duas delas iguais. A estampa plana deverá ter uma geometria rectangular (ver figura seguinte), com um comprimento de quinagem de 150 mm e uma largura a determinar, sendo dada por,

$$L = 2(L_1 + L_2 + L_3) + L_4$$



Para calcular a largura correspondente à primeira dobragem e respectivas abas, $(L_1 + L_2 + L_3)$, considere-se a equação (18.1) com o factor de compensação dado pela equação (18.3), aplicável a dobragens em que o ângulo de abertura entre abas está compreendida entre 90° e 165°, uma vez que neste caso este ângulo é de 140°, conforme se pode ver na figura seguinte.



Assim, a largura da estampa plana correspondente, L_{123}, será calculada a partir da seguinte expressão,

$$L_{123} = a + b + \pi\left(\frac{180-\beta}{180}\right)\left(r_i + \frac{h}{2}k\right) - 2(r_i + h)\tan\frac{180-\beta}{2}$$

em que a e b são as dimensões das duas abas medidas conforme indicado na figura anterior, β é o ângulo de abertura das abas em graus, h a espessura da chapa, r_i o raio interior da dobragem e k o factor de correcção da posição da linha neutra. Para calcular o factor de correcção de posição da linha neutra recorre-se à equação (18.5) para relações $r_i/h \le 5$,

$$k = 0.65 + \frac{1}{2}\log\frac{r_i}{h} = 0.65 + \frac{1}{2}\log\frac{2}{2} = 0.65$$

Substituindo valores na expressão anterior, obtém-se,

$$\begin{aligned} L_{123} &= L_1 + L_2 + L_3 = a + b + \Delta l \\ &= 40 + 70 + \pi\left(\frac{180-140}{180}\right)\left(2 + \frac{2}{2}0.65\right) - 2(2+2)\tan\frac{180-140}{2} \\ &= 40 + 70 - 1.62 = 108.4\,\text{mm} \end{aligned}$$

e, para determinar a largura da estampa plana falta somente calcular o comprimento relativo à dobragem central, L_4, o qual será dado por,

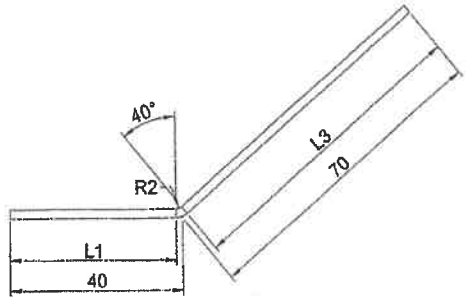
$$\begin{aligned} L_4 &= \pi\frac{\alpha}{180}\left(r_i + k\frac{h}{2}\right) \\ &= \frac{\pi 80}{180}\left(2 + 0.65\frac{2}{2}\right) = 3.7\,\text{mm} \end{aligned}$$

Note-se que neste último cálculo utilizou-se o ângulo de dobragem, $\alpha = 80°$, e não o ângulo de abertura de abas, $\beta = 100°$. Então, a largura da estampa plana será dada por,

$$\begin{aligned} L &= 2(L_1 + L_2 + L_3) + L_4 \\ &= 2 \times 108.4 + 3.7 = 221.5\,\text{mm} \end{aligned}$$

e, portanto, as dimensões da estampa plana serão iguais a $221.5 \times 150 \times 2\,\text{mm}$.

Interessa agora determinar os comprimentos L_1, L_2 e L_3 individualmente, uma vez que para posicionar os esbarros da quinadora irá ser necessário conhecer estas dimensões. Assim, considere-se a figura seguinte, na qual se identificam os diferentes comprimentos referidos,



e, proceda-se ao cálculo do comprimento referente à dobragem da forma a seguir indicada,

$$\begin{aligned} L_2 &= \pi\frac{\alpha}{180}\left(r_i + k\frac{h}{2}\right) \\ &= \frac{\pi 40}{180}\left(2 + 0.65\frac{2}{2}\right) = 1.9\,\text{mm} \end{aligned}$$

Deste modo, os comprimentos procurados têm os seguintes valores,

$$\begin{aligned} L_1 &= a - r_e\tan\frac{\alpha}{2} = 40 - 4\tan 20 = 38.5\,\text{mm} \\ L_2 &= 1.9\,\text{mm} \\ L_3 &= b - r_e\tan\frac{\alpha}{2} = 70 - 4\tan 20 = 68.5\,\text{mm} \\ L_4 &= 3.7\,\text{mm} \end{aligned}$$

b) Conforme descrito no § 18.3.2 existem diferentes métodos para determinar o raio mínimo de quinagem. Uma vez que o material com que se está a trabalhar é um aço, vamos recorrer à equação (18.13) que estabelece o valor do raio mínimo de quinagem em função da abertura da matriz,

$$r_{min} \geq \frac{5}{32} v$$

Porém, ainda não foi seleccionada a matriz com que se vai trabalhar, o que irá ser feito seguindo as recomendações do § 18.3.4, onde se indica que para espessuras inferiores a 3 mm se deve optar por uma abertura de matriz compreendida entre 6 a 8h, ou seja, entre 12 e 16 mm. Consultando o desenho da matriz fornecido, verifica-se que a única matriz que cumpre estes requisitos é a que tem uma abertura de 16 mm e um ângulo de 90°, e que, por isso, será a seleccionada para efectuar as várias quinagens.

Voltando, agora, à determinação do raio mínimo de quinagem, teremos,

$$r_{min} \geq \frac{5}{32} v = \frac{5}{32} 16 = 2.5 \text{ mm}$$

Será interessante comparar este valor com o aconselhado, por exemplo, pela DIN 6935, tabela 18.II. Da sua consulta vem que para uma espessura de 2 mm e uma tensão de rotura de 448 MPa, o raio de quinagem mínimo é de 3 mm, independentemente da relação entre a direcção de laminagem e a de quinagem. Convém, no entanto, referir que o valor fornecido pela norma DIN 6935 aplica-se até ângulos de dobragem muito elevados, $\alpha = 120°$, o que conduzirá a que o valor aconselhado para o raio mínimo de quinagem esteja de algum modo majorado. Para além desta discussão, é também necessário ter em consideração que o cunho disponível na quinadora não possui raio de concordância, sendo, portanto chanfrado. Quer isto dizer que na operação de quinagem no ar o raio de curvatura que a chapa adquire na zona inferior à do cunho é também determinado pela abertura da matriz e pela profundidade de quinagem. Em face do exposto, parece razoável que antes da preparação do caderno de fabrico da peça, fossem feitos alguns testes para verificar se com o cunho disponível surgiam defeitos na peça, em consequência do raio mínimo de quinagem ser superior ao do cunho.

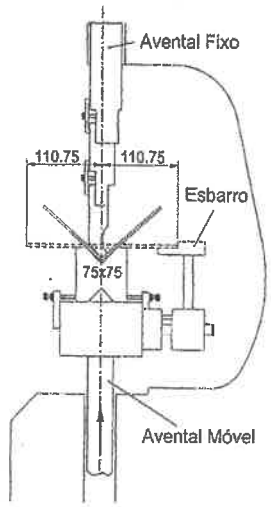
Admitindo que não sobrevêm problemas de fissuração na peça, assume-se que, para efeitos de cálculo, a geometria chanfrada do cunho é equivalente a um raio de ~ 2 mm, adoptando-se, assim, para o fabrico das 3 quinagens,

$$r_i = 2 \text{ mm} \qquad v = 16 \text{ mm}$$

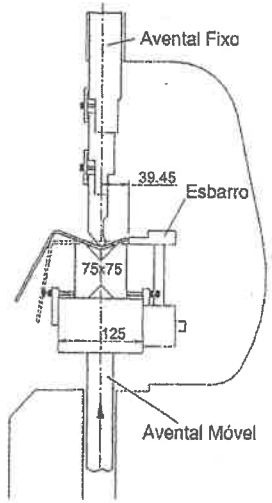
c) Um outro aspecto a ter em atenção na preparação de trabalho para um lote elevado de peças será necessariamente a definição da sequência de quinagens, de modo a que não existam interferências com os elementos fixos da quinadora e, simultaneamente, a que os tempos mortos de fabrico sejam reduzidos ao mínimo indispensável.

Analisando a peça que se pretende fabricar detectam-se duas quinagens exactamente iguais, as extremas. Este facto, leva a que para evitar posicionamentos desnecessários dos esbarros se pense, de imediato, em realizar em primeiro lugar a quinagem central e só depois as duas exteriores ou, em alternativa, primeiro as duas exteriores e no final a central. Porém, o modo como a chapa é posicionada no esbarro desaconselha a segunda hipótese, adoptando-se, nessa conformidade, o primeiro método de fabrico. Vejamos, então, se existem problemas de interferências com os elementos fixos da quinadora.

As figuras a), b) e c) que se apresentam na continuação, mostram para cada uma das quinagens a posição da peça antes e depois de ser enformada.



(a) Quinagem central

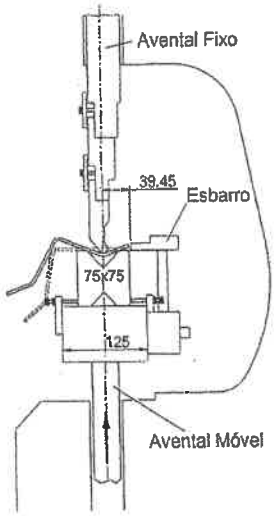


(b) Primeira quinagem extrema

Começando pela quinagem central, verifica-se que o esbarro deverá ser posicionado a uma distância $x_1 = 110.75$ mm, correspondente ao meio da estampa plana. Trata-se de uma vulgar quinagem em V no ar, para a qual não existem qualquer tipo de problemas. No caso da segunda quinagem verifica-se que a aba da peça tem uma dimensão

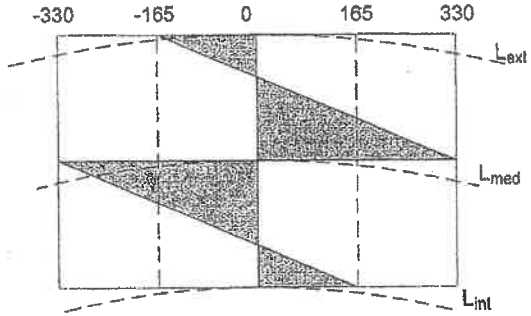
suficiente para não interferir com a mesa da quinadora, notando-se, porém, que os parafusos de fixação da matriz não podem ser montados na zona de trabalho, para desimpedir a zona frontal de alimentação da peça. Neste caso, o esbarro deve ser posicionado a uma distância de $x_2 = 39.45$ mm.

Por fim, na última quinagem (c) usa-se a regulação da máquina efectuada na operação anterior, sendo somente necessário posicionar correctamente a peça. Assim, a posição do esbarro desta operação é igual à da anterior, $x_2 = 39.45$ mm.



(c) Segunda quinagem extrema.

d) Iniciando a análise pelas tensões residuais, verificou-se no § 18.3.6 que ao considerar-se que, em primeira aproximação, as quinagens são efectuadas através de um momento puro, a distribuição das tensões residuais na direcção tangencial é a que se representa na diagrama seguinte (valores em MPa), sendo essa distribuição válida para qualquer das quinagens, desde que se despreze o encruamento.



Para determinar o ângulo de recuperação elástica, $\Delta\alpha$, no § 18.3.6 apresentaram-se dois métodos alternativos associados a cada uma das quinagens em *V* no ar; o primeiro apoiado nas características mecânicas do material e o segundo de base empírica. Nesta resolução vamos comparar os valores fornecidos por cada um dos métodos. Iniciando o cálculo com o segundo, viu-se que o quociente entre os raios interiores antes, r_i, e após recuperação, r_f, eram dados por (equação (18.24),

$$k_R = \frac{\alpha_f}{\alpha_i}$$

em que k_R é o factor de recuperação elástica característico do material. No caso presente, consultando a tabela 18.V tira-se para uma relação $r_f/h = 1$ que $k_R = 0.99$.

Aplicando a cada uma das quinagens, obtém-se,

$$\alpha_{i2} = \frac{\alpha_{f2}}{k_R} = \frac{40}{0.99} = 40.4^\circ \quad \Rightarrow \quad \Delta\alpha_2 = 0.4^\circ$$

$$\alpha_{i4} = \frac{\alpha_{f4}}{k_R} = \frac{80}{0.99} = 80.8^\circ \quad \Rightarrow \quad \Delta\alpha_4 = 0.8^\circ$$

Fazendo o mesmo cálculo através do primeiro método, o que equivale a aplicar a equação (18.20) a cada uma das quinagens, obtém-se,

$$\Delta\alpha_{l2} = \frac{2I_{\varphi 2}}{h(2-k)}\frac{\sigma_{\theta\theta}}{E} = \frac{2x4x\left(\frac{40\pi}{180}\right)}{2x(2-0.65)}\frac{(3/2)x330}{207x10^3} \cong 5x10^{-3} \quad \Rightarrow \quad \Delta\alpha_{l2} = 0.3°$$

$$\Delta\alpha_{l4} = \frac{2I_{\varphi 4}}{h(2-k)}\frac{\sigma_{\theta\theta}}{E} = \frac{2x4x\left(\frac{80\pi}{180}\right)}{2x(2-0.65)}\frac{(3/2)x330}{207x10^3} \cong 1x10^{-2} \quad \Rightarrow \quad \Delta\alpha_{l4} = 0.6°$$

Comparando os resultados obtidos em cada um dos métodos e tendo presente a génese do fenómeno de recuperação elástica, pode concluir-se que ambos os processos de cálculo estimam o fenómeno indicando valores da mesma ordem de grandeza, sendo, por isso, alternativos.

e) A profundidade de quinagem para cada uma das operações irá ser determinada através da equações (18.27), utilizando-se em cada caso o ângulo de dobragem, α, correspondente, corrigido com o respectivo ângulo de compensação da recuperação elástica mais desfavorável, determinado na alínea anterior.

Nestas condições, a profundidade de quinagem para cada uma das operações virá dada por,

$$p_2 = \frac{v}{2}\tan\left(\frac{\alpha_2+\Delta\alpha_2}{2}\right) - (r_i+h)\left[\frac{1-\cos[(\alpha_2+\Delta\alpha_2)/2]}{\cos[(\alpha_2+\Delta\alpha_2)/2]}\right]$$
$$= \frac{16}{2}\tan\left(\frac{40+0.4}{2}\right) - (2+2)\left[\frac{1-\cos[(40+0.4)/2]}{\cos[(40+0.4)/2]}\right]$$
$$= 2.7 \text{ mm}$$

e,

$$p_4 = \frac{v}{2}\tan\left(\frac{\alpha_4+\Delta\alpha_4}{2}\right) - (r_i+h)\left[\frac{1-\cos[(\alpha_4+\Delta\alpha_4)/2]}{\cos[(\alpha_4+\Delta\alpha_4)/2]}\right]$$
$$= \frac{16}{2}\tan\left(\frac{80+0.8}{2}\right) - (2+2)\left[\frac{1-\cos[(80+0.8)/2]}{\cos[(80+0.8)/2]}\right]$$
$$= 5.6 \text{ mm}$$

f) A força necessária para realizar cada uma das quinagens calcula-se a partir da equação (18.38), sendo o factor correctivo dado pela equação (18.37). Substituindo valores, obtém-se,

$$K = 1+4\frac{h}{v}$$
$$= 1+4\times\frac{2}{16} = 1.5$$

e,

$$F = K\cdot\sigma_R\frac{bh^2}{v}$$
$$= 1.5\times448\frac{150\times2^2}{16} = 25200 \text{ N} \cong 2.5 \text{ ton}$$

De referir que o valor calculado aplica-se a ambas as quinagens em V no ar, uma vez que a expressão utilizada para o cálculo não é sensível ao ângulo de dobragem que, como se viu, é diferente para cada uma das quinagens. Igual conclusão pode ser retirada para a potência instantânea de quinagem, a qual será dada por,

$$P = F\,v_t$$
$$= 25200 \text{ x } 8.5x10^{-3} = 214.2 \text{ W} \cong 0.2 \text{ kW}$$

em que a velocidade usada no cálculo foi a de trabalho.

g) Torna-se importante conhecer a pressão específica que actua no cunho durante a operação de quinagem para se saber se existe risco de danificação deste. Então, aplicando a equação (18.15) é possível determinar a pressão específica que se desenvolve no cunho, quando o valor da força de quinagem for máximo, obtendo-se,

$$p_c = \frac{F}{A_p}$$
$$= \frac{25200}{0.8x150} = 210 \text{ MPa} < \sigma_{adm} = 580 \text{ MPa}$$

Em face do valor da tensão de cedência do cunho, $\sigma_{0.2} = 580$ MPa, conclui-se que não existe qualquer risco de deformação do cunho.

Problema 18.2

Para a peça estudada no problema 18.1, considere a quinagem central, então referenciada com o índice '4'. A dimensão da estampa plana correspondente a esta quinagem foi determinada usando a norma DIN 6935, porém esse cálculo poderia ter sido efectuado recorrendo à teoria clássica da flexão em domínio plástico, apresentada no § 13.4.

Assim, considerando a teoria clássica da flexão em domínio plástico, determine:

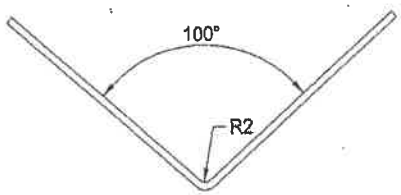
a) A dimensão da estampa plana correspondente à quinagem central, admitindo que a flexão se processa com um momento puro. Discuta a diferença entre o valor assim determinado e o obtido através da norma DIN 6935.

b) O valor da pressão que se desenvolve na zona de contacto entre o cunho e a chapa. Para este cálculo assuma que o raio de concordância do cunho é de 2 mm.

c) A dimensão da estampa plana correspondente à quinagem central, incluindo na solicitação da chapa a pressão que se desenvolve entre o cunho e a chapa. Discuta a diferença entre o valor assim determinado e o obtido através da norma DIN 6935.

Resolução

a) A figura seguinte apresenta a quinagem em *V* no ar que irá ser analisada neste problema. De acordo com a resolução efectuada no problema anterior, sabe-se que o ângulo de dobragem é de $\alpha = 80°$, à qual corresponde um comprimento do planificado de $L = 3.7$ mm.

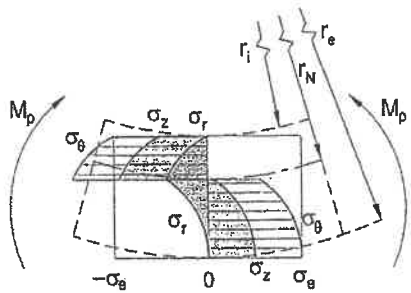


Considerando, agora, a teoria clássica da flexão plástica e admitindo que a dobragem se faz com um momento puro,

$$M = \frac{\sigma_e\, b\, h^2}{4}$$

viu-se que a distribuição das tensões radial, tangencial e segundo o comprimento (zz), que actuam durante a flexão plástica, é a que se representa na figura seguinte. Por outro lado, mostrou-se que o raio de curvatura da linha neutra, r_N, durante a deformação plástica era dada pela média geométrica dos raios de curvatura das linhas interior e exterior, ou seja,

$$r_N = \sqrt{r_e\, r_i}$$



Assim, o comprimento da linha neutra e, portanto, do planificado para esta dobragem será dado por,

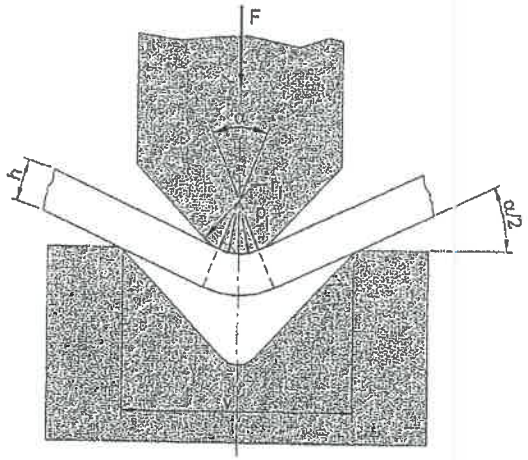
$$L = \alpha\, r_N$$
$$= 2\,\pi \frac{80}{360}\sqrt{4x2} = 4 \text{ mm}$$

e, a diferença percentual relativamente ao valor calculado a partir da norma será então,

$$\Delta L = \frac{4 - 3.7}{3.7} x100 = 8.1\,\%$$

Conforme seria de esperar o valor obtido a partir da teoria clássica conduziu a um raio da linha neutra mais próximo do da linha média, o que se justifica pelo facto de se ter admitido que a deformação plástica se processou com um momento flector puro, sem variação de espessura, portanto.

b) Para calcular a pressão que se desenvolve entre o cunho e a fibra interior da chapa, considere-se a figura seguinte.



Da figura anterior conclui-se que,

$$F = p_i\ \alpha\ b\ r_i$$

em que F é a força de quinagem, p_i a pressão que se desenvolve entre o cunho e a chapa, α o ângulo de dobragem, b o comprimento de quinagem e r_i o raio da fibra interior. Notando que a força de quinagem é dada por,

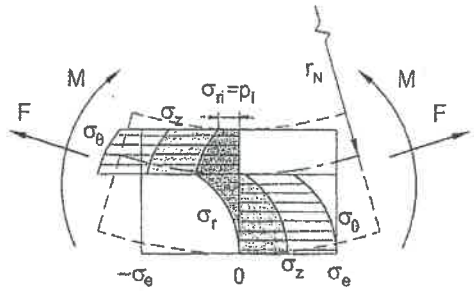
$$F = \frac{\sigma_e\ b\ h^2}{v}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade, h a espessura da chapa e v a abertura da matriz então, substituindo esta equação na anterior, obtém-se o seguinte valor para a pressão interior, p_i,

$$p_i = \frac{\sigma_e\ h^2}{\alpha\ v\ r_i}$$

$$= 330\ \frac{4}{\frac{80\ \pi}{180}\ 16x2} = 29.5\ \text{MPa}$$

c) Considerando a teoria clássica da flexão plástica, mas sem não desprezar a pressão interior que se desenvolve entre o cunho e a fibra interior da chapa, sabe-se que a distribuição das tensões radial, tangencial e segundo o comprimento (zz), que actuam durante a flexão plástica, é a que se encontra representa na figura seguinte.



Como se viu, quando se considera a pressão interior do cunho, p_i, por questões de equilíbrio, a linha neutra afasta-se da linha média, sendo o seu raio de curvatura da linha neutra, r_N, dado por (ver equação (13.48)),

$$r_N = \sqrt{r_e\ r_i\ \exp\left(-\frac{p_i}{\sigma_e}\right)}$$

então, o comprimento da linha neutra e, portanto, do planificado para esta dobragem será dado por,

$$L = \alpha\ r_N = 2\ \pi\ \frac{80}{360}\sqrt{4\ x\ 2\ x \exp\left(-\frac{29.5}{330}\right)} = 3.8\ \text{mm}$$

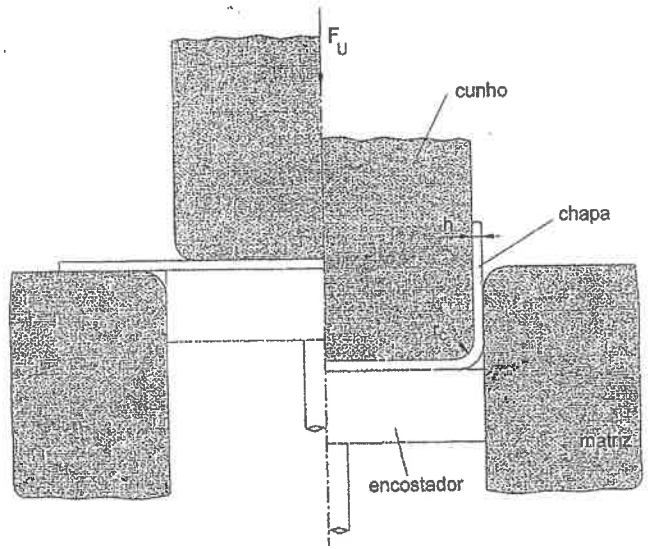
A diferença percentual relativamente ao valor calculado a partir da norma será então,

$$\Delta L = \frac{3.8 - 3.7}{3.7} x100 = 2.7\ \%$$

Este resultado vem confirmar que a teoria clássica da flexão em domínio plástico (*Capítulo 13*) descreve com rigor o fenómeno, desde que as simplificações sejam as apropriadas ao processo tecnológico.

Problema 18.3

Tendo por base o cálculo da força de quinagem em V no ar, determine uma expressão expedita que possa ser aplicada para calcular a força de quinagem em U. Para efeitos deste cálculo, admita que a folga entre o cunho e a matriz é igual à espessura da chapa, $j = h$, que o raio do canto do cunho também é igual à espessura da chapa, $r_c = h$ e que o raio do canto da matriz é desprezável.



Resolução

Um modo expedito de determinar o valor da força de quinagem em U, F_U, consiste em desprezar a zona plana do fundo, admitindo que esta operação é equivalente a uma quinagem em V com um ângulo de 180°, realizada numa matriz com uma abertura $v = 2\,(r_c + h) \cong 4\,h$. Nestas condições, aplicando a equação (18.37) obtém-se o seguinte valor para o factor correctivo K da força de quinagem,

$$K = 1 + 4\,\frac{h}{v} = 1 + 4\,\frac{h}{4h} = 2$$

sendo, então, a força de quinagem dada a partir da equação (18.38), por,

$$F_U = K\,\sigma_R\,\frac{b\,h^2}{v}$$
$$= 2\,\sigma_R\,\frac{b\,h^2}{4\,h} = 0.5 \cdot \sigma_R\,b\,h$$

A dedução da expressão anterior poderia ter sido efectuada de uma forma alternativa usando a equação (18.46) e aplicando as simplificações propostas no enunciado, obtendo-se,

$$F_U = \frac{\sigma_e\,b\,h^2}{2\left(r_{cm} + j + r_c\right)}$$
$$= \frac{\sigma_e\,b\,h^2}{4\,h} = 0.5\,\sigma_e\,b\,h$$

Substituindo nesta expressão a tensão limite de elasticidade, σ_e, pela tensão de rotura, σ_R, para que o encruamento possa ser considerado, obtém-se novamente a expressão simplificada para o cálculo da força de quinagem em U,

$$F_U = 0.5\,\sigma_R\,b\,h$$

Refira-se que no caso de se usar encostador na quinagem, conforme indicado na figura que ilustra a quinagem em U, a força total necessária à operação, F_{Total}, deveria ser acrescida do valor da contra-força exercida pelo encostador, F_{enc},

$$F_{Total} = F_U + F_{enc}$$

Bibliografia

1. André Júnior J. C., 'Tecnologia mecânica IV', AEIST, 1981.
2. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
3. Chakrabarty J., 'Theory of plasticity', McGraw Hill, 1987.
4. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
5. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
6. Hosford F. W. and Caddell R., 'Metal forming: mechanics and metallurgy', Prentice-Hall, 1993.

7. Rodrigues J. M. C e Baptista R. M. S. O., Máquinas ferramenta – Parte I (Quinadoras), AEIST, 1997.
8. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
9. Fundamentals of Tool Design, Fourth Edition, SME, 1998.
10. Thomas D. Poyser, 'Press Brake Forming: Understanding & Controlling the Process Variables', Metal Forming Magazine, 1998.
11. DIN 6935, 'Cold Bending of Flat Rolled Steel Products'.

19. CALANDRAGEM

19.1 Introdução

A calandragem é um processo tecnológico que é utilizado para enformar chapas, barras, perfis ou tubos em geometrias variadas, fazendo passar o material entre um conjunto de rolos convenientemente posicionados. A figura 19.1 apresenta uma calandra e algumas geometrias típicas que podem ser obtidas através deste processo de fabrico.

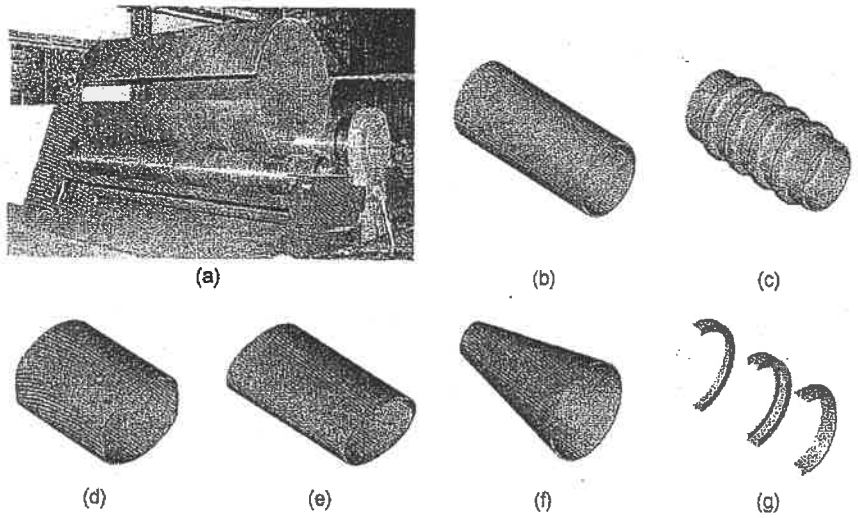
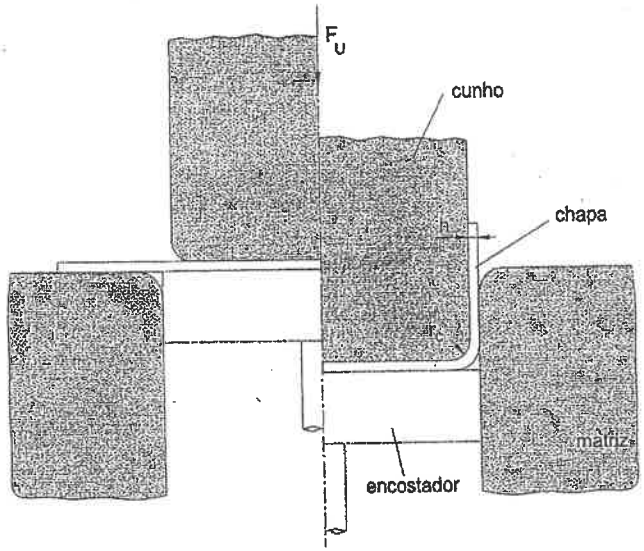


Figura 19.1 a) Calandra em operação (cortesia da empresa MARCOVIL, Metalomecânica de Viseu, S.A.) e representação esquemática de geometrias típicas que podem ser obtidas por calandragem; b) virola cilíndrica, c) virola cilíndrica canelada, d) virola cilíndrica de secção 'achatada', e) virola cilíndrica de secção elíptica, f) virola cónica e d) calandragem de perfis.

A geometria cilíndrica (figura 19.1b)) é muito utilizada para fabricar reservatórios de pressão, caldeiras e contentores cilíndricos. As virolas cilíndricas caneladas (figura 19.1c)) aplicam-se, por exemplo, em condutas subterrâneas de escoamento de águas, em bidões para armazenamento e transporte de fluidos, e são fabricadas a partir de chapa plana, sendo as calenuras enformadas durante a calandragem, devendo, para o efeito, os rolos serem canelados com a geometria desejada. As virolas cilíndricas de secção 'achatada'

Problema 18.3

Tendo por base o cálculo da força de quinagem em V no ar, determine uma expressão expedita que possa ser aplicada para calcular a força de quinagem em U. Para efeitos deste cálculo, admita que a folga entre o cunho e a matriz é igual à espessura da chapa, $j = h$, que o raio do canto do cunho também é igual à espessura da chapa, $r_c = h$ e que o raio do canto da matriz é desprezável.



Resolução

Um modo expedito de determinar o valor da força de quinagem em U, F_U, consiste em desprezar a zona plana do fundo, admitindo que esta operação é equivalente a uma quinagem em V com um ângulo de 180°, realizada numa matriz com uma abertura $v = 2\left(r_c + h\right) \cong 4h$. Nestas condições, aplicando a equação (18.37) obtém-se o seguinte valor para o factor correctivo K da força de quinagem,

$$K = 1 + 4\frac{h}{v} = 1 + 4\frac{h}{4h} = 2$$

sendo, então, a força de quinagem dada a partir da equação (18.38), por,

$$F_U = K\,\sigma_R \frac{b\,h^2}{v}$$
$$= 2\,\sigma_R \frac{b\,h^2}{4\,h} = 0.5 \cdot \sigma_R\, b\,h$$

A dedução da expressão anterior poderia ter sido efectuada de uma forma alternativa usando a equação (18.46) e aplicando as simplificações propostas no enunciado, obtendo-se,

$$F_U = \frac{\sigma_e\, b\,h^2}{2\left(r_{cm} + j + r_c\right)}$$
$$= \frac{\sigma_e\, b\,h^2}{4\,h} = 0.5\,\sigma_e\, b\,h$$

Substituindo nesta expressão a tensão limite de elasticidade, σ_e, pela tensão de rotura, σ_R, para que o encruamento possa ser considerado, obtém-se novamente a expressão simplificada para o cálculo da força de quinagem em U,

$$F_U = 0.5\,\sigma_R\, b\,h$$

Refira-se que no caso de se usar encostador na quinagem, conforme indicado na figura que ilustra a quinagem em U, a força total necessária à operação, F_{Total}, deveria ser acrescida do valor da contra-força exercida pelo encostador, F_{enc},

$$F_{Total} = F_U + F_{enc}$$

Bibliografia

1. André Júnior J. C., 'Tecnologia mecânica IV', AEIST, 1981.
2. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
3. Chakrabarty J., 'Theory of plasticity', McGraw Hill, 1987.
4. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
5. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
6. Hosford F. W. and Caddell R., 'Metal forming: mechanics and metallurgy', Prentice-Hall, 1993.

7. Rodrigues J. M. C e Baptista R. M. S. O., Máquinas ferramenta – Parte I (Quinadoras), AEIST, 1997.
8. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
9. Fundamentals of Tool Design, Fourth Edition, SME, 1998.
10. Thomas D. Poyser, 'Press Brake Forming: Understanding & Controlling the Process Variables', Metal Forming Magazine, 1998.
11. DIN 6935, 'Cold Bending of Flat Rolled Steel Products'.

19. CALANDRAGEM

19.1 Introdução

A calandragem é um processo tecnológico que é utilizado para enformar chapas, barras, perfis ou tubos em geometrias variadas, fazendo passar o material entre um conjunto de rolos convenientemente posicionados. A figura 19.1 apresenta uma calandra e algumas geometrias típicas que podem ser obtidas através deste processo de fabrico.

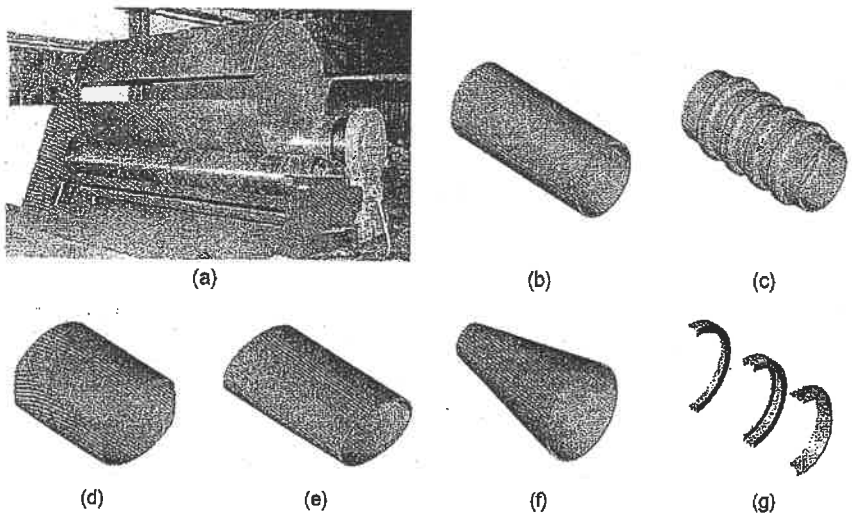


Figura 19.1 a) Calandra em operação (cortesia da empresa MARCOVIL, Metalomecânica de Viseu, S.A.) e representação esquemática de geometrias típicas que podem ser obtidas por calandragem; b) virola cilíndrica, c) virola cilíndrica canelada, d) virola cilíndrica de secção 'achatada', e) virola cilíndrica de secção elíptica, f) virola cónica e d) calandragem de perfis.

A geometria cilíndrica (figura 19.1b)) é muito utilizada para fabricar reservatórios de pressão, caldeiras e contentores cilíndricos. As virolas cilíndricas caneladas (figura 19.1c)) aplicam-se, por exemplo, em condutas subterrâneas de escoamento de águas, em bidões para armazenamento e transporte de fluidos, e são fabricadas a partir de chapa plana, sendo as calenuras enformadas durante a calandragem, devendo, para o efeito, os rolos serem canelados com a geometria desejada. As virolas cilíndricas de secção 'achatada'

(figura 19.1d)) usam-se essencialmente para produzir reservatórios de óleo de sistemas de aquecimento. As virolas cilíndrica de secção elíptica (figura 19.1e)) são muito utilizadas em camiões cisterna para o transporte de líquidos, produtos petrolíferos ou químicos. As virolas cónicas (figura 19.1f)), cuja secção pode ser simétrica ou não, têm um campo de aplicação muito vasto, aplicam-se em tremonhas de moinhos, em silos, em tanques verticais de armazenamento, em misturadores de betão, ou em reservatórios para o processamento de produtos alimentares ou químicos. Adicionalmente a figura 19.1g) mostra algumas geometrias de perfis que podem ser enformados por calandragem e que, para além das aplicações estruturais correntes, são também muito usados na indústria automóvel, aeronáutica, naval e no fabrico de submarinos. A figura 19.2 apresenta alguns exemplos de equipamentos industriais fabricados por calandragem.

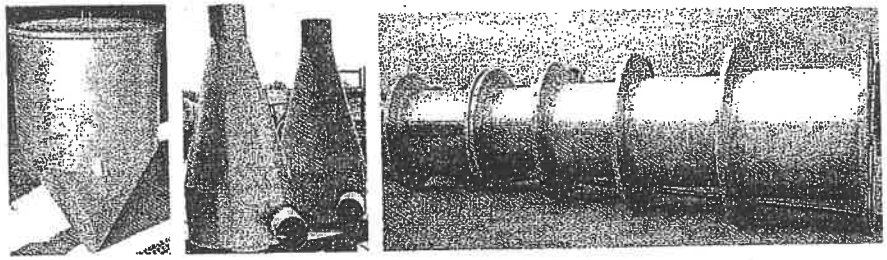


Figura 19.2 Exemplos de equipamentos industriais fabricados por calandragem (cortesia da empresa Peçolopes, Indústria Metalomecânica Lda.).

Embora a calandragem possa ser efectuada a partir de chapa ou de perfis, neste capítulo serão apresentados os fundamentos teóricos, e as aplicações tecnológicas relacionadas com a enformação e o desempeno de chapas, reservando-se a análise dos casos específicos da calandragem de tubos e de perfis para o *Capítulo 23*. As principais características das máquinas ferramenta (calandras e fieiras) mais utilizadas na enformação e desempeno de chapas serão também evidenciadas e discutidas no âmbito deste capítulo.

19.2 Calandragem cilíndrica

19.2.1 Descrição do processo

Contrariamente à quinagem, a calandragem permite a dobragem contínua da matéria prima. As máquinas ferramentas que permitem esta operação denominam-se por calandras e são constituídas, na sua concepção básica, por um conjunto de três rolos cilíndricos, conforme se ilustra na figura 19.3.

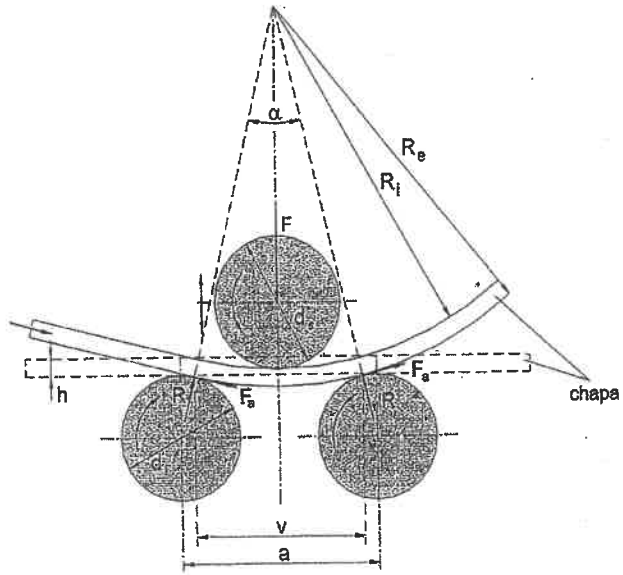


Figura 19.3 Parâmetros geométricos e sistema de forças característicos de uma operação de deformação plástica de chapa realizada numa calandra de três rolos do tipo piramidal.

Devido à posição dos eixos dos rolos, estas máquinas são muitas vezes designadas por calandras de três rolos do tipo piramidal. Em termos de operação, o rolo superior, geralmente com um diâmetro (d_s) maior do que o dos rolos inferiores (d_i), é convenientemente posicionado para se obter o raio de curvatura exterior (R_e) requerido para a virola, o qual, por questões de simplicidade, será considerado constante na zona de contacto com os rolos inferiores, (v), durante este estudo.

Em consequência do posicionamento do rolo superior desenvolve-se o sistema de forças representado na figura 19.3, constituído pela força exercida pelo rolo superior, F, e pelas consequentes reacções, R, nos rolos inferiores. Admitindo, em primeira aproximação, que as reacções nos rolos inferiores são verticais, pode considerar-se que a distribuição de momento flector é triangular, com o valor máximo na zona média do entre eixo, $(M_z)_{max} = Fv/4$ (ver figura 19.4).

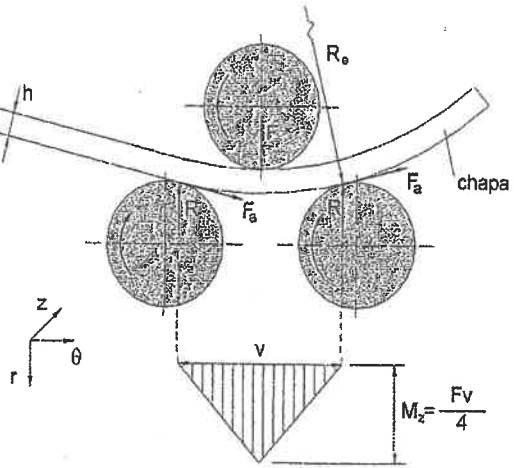


Figura 19.4 Momento flector aplicado durante a enformação de uma virola numa calandra de três rolos.

O fabrico da virola é realizado fazendo rodar os rolos inferiores, conforme se indica na figura 19.3, os quais transmitem a energia necessária à deformação da chapa através das forças de atrito que, entretanto, se desenvolvem entre a chapa e os rolos. Assim, durante o processo de fabrico da virola, a força F não produz qualquer trabalho, pelo que as únicas forças que fornecem trabalho são as de atrito, F_a. Por este motivo, a calandragem é um processo em que a capacidade de enformação é limitada, sendo, portanto, condicionada pelo trabalho que é possível realizar com as forças de atrito. Para aumentar a capacidade de enformação destas máquinas interessaria que os três rolos fossem motores, porém a cinemática do processo mostra que a velocidade de rotação do rolo superior não poderá ser igual à dos rolos inferiores (pois se assim não fosse a chapa escorregaria sobre os rolos, dando origem ao desalinhamento da virola sobre a calandra), conduzindo a que os construtores de máquinas tenham que construir calandras com

sistemas de regulação de velocidade sofisticados e simultaneamente dispendiosos. Por este motivo, estas máquinas possuem geralmente somente os rolos inferiores motores, sendo a rotação do rolo superior livre, facto que leva a que este rolo seja denominado por rolo 'louco'.

A geometria final da virola é assim adquirida fazendo passar todas as secções do planificado pela zona de momento máximo, o qual tem que ser suficiente para que nessas secções se atinjam condições de deformação plástica do material.

19.2.2 Geometria, dimensões e preparação do planificado

A calandragem é um processo que se caracteriza pelas formas obtidas serem planificáveis e onde tanto os raios de curvatura obtidos, como o comprimento de calandragem são, regra geral, largamente superiores à espessura da chapa. Então, as dimensões do planificado de uma virola cilíndrica serão obtidas considerando que a largura de calandragem não varia (condição de deformação plana na dimensão paralela à das geratrizes dos rolos da virola) e que a largura do planificado (dimensão perpendicular aos eixo dos rolos) é igual ao perímetro da circunferência que passa na linha média da chapa. De facto, este cálculo do planificado assegura a conservação de volume entre o planificado e a peça final, admitindo que a espessura da chapa permanece constante, por a deformação plástica ser, no essencial, efectuada através de um momento flector puro, e de a linha neutra da deformação coincidir com a linha média da virola, já que o raio de curvatura é muito superior à espessura da chapa.

No caso geral da forma geométrica não ser cilíndrica, a largura do planificado deverá ser igual ao valor do perímetro da linha média da secção transversal da peça. Este método de cálculo é o mais utilizado tanto na calandragem a frio, como na calandragem a quente. Contudo, sempre que for exigida uma maior precisão dimensional, ou quando se curvam chapas grossas com grandes curvaturas, terá de se entrar em consideração com a posição da linha neutra, de modo a que o cálculo das dimensões da estampa plana seja efectuado com mais rigor (ver a este propósito o § 18.3.1). Como se viu, a linha neutra estabelece a fronteira entre as zonas do material que estão solicitadas tangencialmente à tracção e à compressão, situando-se normalmente a uma distância que varia entre um quarto e meia espessura da chapa, medida a partir do raio interior de dobragem. A localização exacta da linha neutra varia com o raio de curvatura e com as propriedades mecânicas do material. Pode, todavia, nestes últimos casos admitir-se que em termos práticos a linha neutra se situa abaixo da linha média a uma distância sensivelmente igual a 25% da espessura da chapa.

Geralmente as estampas são cortadas por arrombamento ou por oxicorte. Qualquer uma destas operações pode provocar a abertura de fissuras periféricas durante a operação de calandragem a frio, especialmente nos casos de chapas grossas e com grandes curvaturas. De facto, o corte por arrombamento produz encruamento localizado e

dá origem a irregularidades superficiais na secção de corte das chapas, enquanto que o oxicorte, embora menos crítico, pode originar zonas temperadas que funcionarão como fontes de fissuração, com a inevitável propagação das fissuras durante o processo de enformação. Assim, para se evitar a formação deste tipo de defeitos, é recomendável que os bordos da chapa sejam ligeiramente chanfrados, especialmente para os casos em que a espessura da chapa seja superior a 25 mm.

19.2.3 Entre eixo e profundidade de calandragem

Conforme se viu anteriormente a distância de contacto, v, (distância entre os pontos de contacto da chapa com os rolos inferiores) é inferior ao entre eixo da calandra (definido pela posição dos rolos inferiores) e depende do raio de curvatura requerido para a virola, R_e, do diâmetro dos rolos inferiores, d_i, e do próprio entre eixo da calandra, a. Então, para a determinar considere-se a figura 19.3 e as relações trigonométricas,

$$\left[(R_i + h) + \frac{d_i}{2}\right] \operatorname{sen}\frac{\alpha}{2} = \frac{a}{2} \tag{19.1}$$

e,

$$(R_i + h)\operatorname{sen}\frac{\alpha}{2} = \frac{v}{2} \tag{19.2}$$

que divididas termo a termo fornecem o seguinte resultado,

$$v = \frac{R_e}{R_e + d_i/2}a \tag{19.3}$$

Para determinar a profundidade de calandragem, p_c, ou seja, para relacionar a posição do rolo superior com o raio de curvatura da virola, R_e, considere-se a figura 19.5, na qual se identificam as referidas variáveis. Da análise da figura conclui-se que,

$$p_c = -\left(A - \frac{d_i}{2} - R_e\right) = R_e + \frac{d_i}{2} - \left(\frac{a}{2}\frac{1}{\tan(\alpha/2)}\right) \tag{19.4}$$

substituindo nesta equação, o valor do entre eixo de calandragem, a, dado pela equação (19.1), obtém-se a seguinte expressão para a profundidade de calandragem,

$$p_c = \left(R_e + \frac{d_i}{2}\right)\left(1 - \cos\frac{\alpha}{2}\right) \tag{19.5}$$

em que o ângulo entre os pontos de contacto da chapa com os rolos inferiores, α, pode ser determinado a partir da equação (19.1).

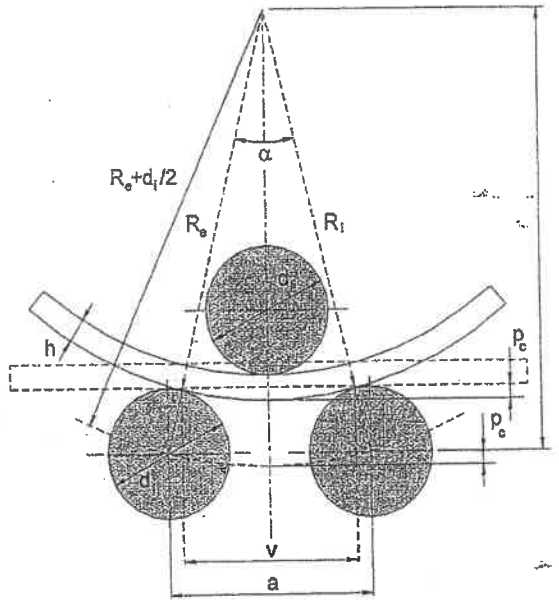


Figura 19.5 Posicionamento do rolo superior. Profundidade de calandragem.

19.2.4 Deformação máxima em cada passagem

No projecto de uma operação de calandragem torna-se importante conhecer o valor da deformação máxima a que o material da virola é submetido em cada passagem pela calandra, não só para se ter uma noção do tipo de carregamento existente na operação e, portanto, das tensões residuais após descarga, como também para se poder decidir sobre a necessidade ou não de se terem que efectuar tratamentos térmicos intermédios (entre passagens), para restaurar as características mecânicas iniciais do material da chapa.

Para determinar o valor máximo da deformação irá aplicar-se a metodologia seguida pela maioria dos códigos de construção de aparelhos de pressão, os quais assumem, para efeitos práticos de cálculo, que as deformações são pequenas. Considerando a figura 19.6, a deformação máxima ocorre na fibra exterior AB, situada a uma distância y

da fibra neutra, cujo comprimento inicial, l_0, antes de se ter realizado a operação de calandragem, é igual a,

$$l_0 = (R_{N0} + y)\theta_0 \tag{19.6}$$

e que após deformação passa a ser l_f, dado por,

$$l_f = (R_{Nf} + y)\theta_f \tag{19.7}$$

em que R_{N0} e R_{Nf} são os raios de curvatura da fibra neutra e θ_0 e θ_f são os ângulos entre as secções deformadas, respectivamente para a posição inicial e final. Então o valor da extensão nominal tangencial[1], e_θ, na fibra exterior, *AB*, será dado por,

$$e_\theta = \frac{l_f - l_0}{l_0} = \frac{(R_{Nf} + y)\theta_f - (R_{N0} + y)\theta_0}{(R_{N0} + y)\theta_0} \tag{19.8}$$

Atendendo ao facto do comprimento da linha neutra, l_N, não variar entre o instante inicial e final ($l_N = R_{N0}\,\theta_0 = R_{Nf}\,\theta_f$), pode reescrever-se a equação (19.8) da forma a seguir indicada,

$$e_\theta = \frac{y}{(R_{N0} + y)}\frac{(\theta_f - \theta_0)}{\theta_0} = \frac{y}{(R_{N0} + y)}\frac{\left(\frac{l_N}{r_{Nf}} - \frac{l_N}{r_{N0}}\right)}{\frac{l_N}{r_{N0}}}$$
$$= \frac{y R_{N0}}{(R_{N0} + y)}\left(\frac{1}{R_{Nf}} - \frac{1}{R_{N0}}\right) \tag{19.9}$$

Aplicando agora algumas das hipóteses simplificativas que decorrem de o raio de curvatura da virola ser muito superior à espessura da chapa; i) $y \cong h/2$, a linha neutra situa-se a meia espessura, ii) $(R_{N0} + y) \cong R_{N0}$, $R_{Nf} = R_e$ e $R_{N0} = R_0$, o raio de curvatura da linha média pode ser confundido com o raio de curvatura exterior, o valor da extensão máxima na fibra exterior pode calcular-se a partir da equação (19.9), obtendo-se,

$$(e_\theta)_{max} = \frac{h}{2R_e}\left(1 - \frac{R_e}{R_0}\right) \tag{19.10}$$

[1] Embora a calandragem seja um processo onde a curvatura se pode desprezar, optou-se por identificar as tensões e as extensões num sistema de coordenadas cilíndricas para maior clareza na exposição.

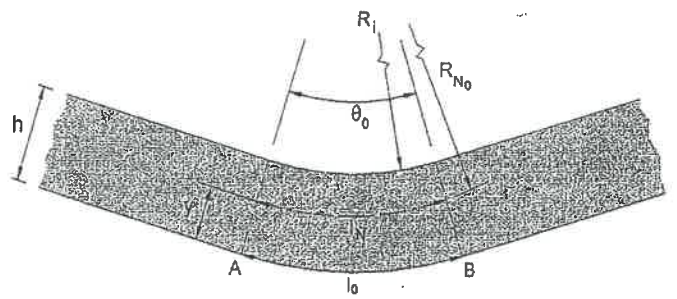


Figura 19.6 Nomenclatura utilizada na determinação da deformação máxima de uma peça dobrada.

Conhecidos que são os raios de curvatura inicial e final da virola, respectivamente R_0 e R_e, é possível através da equação (19.10) estimar o valor da extensão nominal máxima (fibra exterior) que o material sofre numa passagem da chapa pela calandra. Em termos práticos é usual considerar-se que para operações de calandragem com um raio de curvatura superior a 100 vezes a espessura da chapa, à qual correspondem extensões máximas inferiores a aproximadamente 0.005, a solicitação da chapa será do tipo elasto-plástico, permanecendo, portanto, durante a calandragem um núcleo em deformação elástica na zona central da chapa. Pelo contrário, quando $R_e < 100\,h$, assume-se que a plasticidade é total, ou seja, estende-se a toda a espessura da chapa.

19.2.5 Força e potência de calandragem

Para se determinar a força de calandragem é importante saber se o momento máximo gerado na calandra (ver § 19.2.1 e figura 19.4) provoca um carregamento do tipo elasto-plástico ou do tipo plástico que, de acordo com o anterior parágrafo, corresponde, respectivamente, ao raio de curvatura da virola ser superior ou inferior a 100 vezes a espessura da chapa.

Força de calandragem para $R_e > 100\,h$

Nestas condições, as tensões tangenciais originadas pela calandragem têm o andamento indicado na figura 19.7, correspondendo, portanto, a uma solicitação do tipo elasto-plástica.

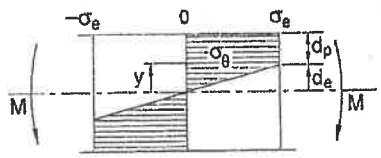


Figura 19.7 Tensões tangenciais de carga numa calandragem em que $R_e > 100h$.

De acordo com o § 13.3.1, verificou-se que o momento de carga associado a este tipo de solicitação é dado por,

$$M = \sigma_e b \frac{(h-2d_e)^2}{6} + \sigma_e b d_p (h-d_p) \tag{19.11}$$

onde a primeira parcela corresponde ao momento associado à zona central elástica e a segunda parcela ao momento plástico e em que σ_e é a tensão limite de elasticidade, b o comprimento de calandragem, h a espessura da chapa e d_p a dimensão da parcela da espessura em deformação plástica.

Fazendo agora uma mudança de variável, para expressar o momento de carga em função da dimensão da zona elástica, $d_p = h/2 - d_e$, obtém-se após simplificação,

$$M = \frac{\sigma_e b h^2}{4} - \frac{\sigma_e b d_e^2}{3} \tag{19.12}$$

Admitindo agora que a zona elástica segue a lei de Hooke, $\sigma_\theta = E\varepsilon_\theta$, e que a extensão na direcção tangencial pode relacionar-se com o raio de curvatura, R_e, e com a dimensão da zona elástica, d_e, através de $\varepsilon_\theta = d_e/R_e$, por ser pequena a extensão (ver equação (19.9) para pequenas deformações), resultando $d_e = R_e \sigma_e/E$, obtém-se para a expressão (19.12),

$$M = \frac{\sigma_e b h^2}{4} - \frac{b R_e^2 \sigma_e^3}{3E^2} \tag{19.13}$$

Então, para se determinar a força de calandragem basta considerar que o momento máximo aplicado na calandra ($(M_z)_{max} = Fv/4$) tem que igualar o momento necessário à deformação, expresso pela equação (19.13), obtendo-se para a força de calandragem, quando $R_e > 100h$,

$$F = \frac{\sigma_e b h^2}{v} - \frac{4}{3v}\frac{R_e^2}{E^2} b \sigma_e^3 \tag{19.14}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade, b o comprimento de calandragem, h a espessura da chapa, v a distância entre os pontos de contacto da virola com os rolos inferiores, dada pela equação (19.3), R_e o raio exterior de curvatura da virola e E o módulo de elasticidade do material.

Força de calandragem para $R_e < 100h$

Neste caso considera-se que todas as fibras da chapa atingem deformação plástica durante a operação de calandragem, sendo o andamento das tensões tangenciais representado na figura 19.8.

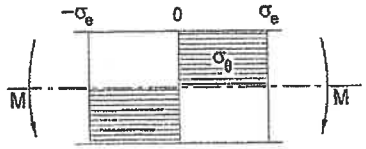


Figura 19.8 Tensões tangenciais de carga numa calandragem em que $R_e < 100h$.

De acordo com o § 13.3.1, mostrou-se que o momento de carga associado a esta solicitação é dado por,

$$M = \frac{\sigma_e b h^2}{4} \tag{19.15}$$

Repare-se este resultado poderia ser retirado directamente da equação (19.12), considerando que a dimensão da zona elástica era nula, $d_e = 0$. Igualando este momento de deformação plástica ao momento máxima na calandra obtém-se a força de calandragem, quando $R_e < 100h$,

$$F = \frac{\sigma_e b h^2}{v} \tag{19.16}$$

Uma vez que esta expressão foi deduzida considerando que as reacções nos rolos inferiores, R, eram verticais, que a contribuição das forças de atrito, F_a, para o momento era desprezável e que o material apresentava um comportamento mecânico do tipo elasto-perfeitamente plástico (o qual não contabiliza o efeito do encruamento), é habitual

proceder-se à modificação da equação (19.16) de modo a compensar as aproximações efectuadas,

$$F = \frac{0.7\,\sigma_R\, b\, h^2}{v} \tag{19.17}$$

em que σ_R é a tensão de rotura do material da virola.

Potência de calandragem

Como se viu anteriormente, durante a operação de calandragem são as forças de atrito que realizam o trabalho necessário à deformação plástica. Admitindo que somente os rolos inferiores são motores, a potência total de calandragem obtém-se multiplicando cada uma das forças de atrito, F_a, pelo valor da velocidade periférica, v_R, desses rolos,

$$P = 2F_a v_R = \mu F v_R \tag{19.18}$$

em que μ é o coeficiente de atrito na interface chapa/rolos, F a força de calandragem, dada por uma das expressões (19.14) ou (19.17) e v_R a velocidade periférica dos rolos motores. A velocidade de calandragem é um factor muito importante para a qualidade final de uma peça. Na calandragem a frio utilizam-se geralmente velocidades periféricas que variam entre os 3 e os 7 m/min. Embora esta gama de velocidades possa também ser utilizada na calandragem de peças a quente é sempre preferível, nestes últimos casos, usar as velocidades mais elevadas, para que a operação de calandragem se possa realizar com menor arrefecimento do material.

Uma das dificuldades que surge quando se pretende calcular a potência de calandragem através da expressão (19.18), reside na definição do valor do coeficiente de atrito, μ. Para obviar a essa dificuldade alguns autores sugerem uma expressão para o cálculo da potência de calandragem baseada no equilíbrio estático de forças – a força de atrito na direcção horizontal, desenvolvida durante a operação, tem que ser suficiente para vencer a componente horizontal da força estática –, usando-se, nesse pressuposto, a seguinte expressão,

$$P = F v_R \frac{R_e - \frac{1}{2}\sqrt{4R_e^2 - v^2}}{v} \tag{19.19}$$

em que F é a força de calandragem, dada por uma das expressões (19.14) ou (19.17), v_R a velocidade periférica do rolo motor, R_e o raio exterior de curvatura da virola e v o entre eixo de contacto.

19.2.6 Recuperação elástica

Na preparação de qualquer operação de calandragem a frio torna-se muito importante conhecer a recuperação elástica que o material irá sofrer no final do processo (em geral, na calandragem a quente o fenómeno do retorno elástico pode ser desprezado). O conhecimento prévio do retorno elástico permite determinar o raio de curvatura a usar na operação, R_e, para que após recuperação elástica se tenha o raio de curvatura desejado para a virola, R_f.

Para determinar a recuperação elástica, considere-se a figura 19.9, onde se mostra a recuperação angular, $\Delta\alpha$, que as secções deformadas sofrem depois de retirada a solicitação.

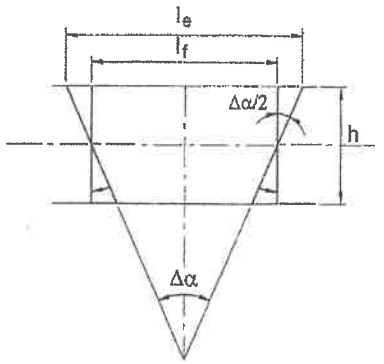


Figura 19.9 Recuperação angular das secções deformadas devido ao retorno elástico.

A variação angular devida ao efeito de mola, considerando que o ângulo de recuperação, $\Delta\alpha$, é pequeno, vem dada por;

$$\frac{\Delta\alpha}{2} = \frac{-(l_f - l_e)}{h} \tag{19.20}$$

em que l_f e l_e são respectivamente o comprimento final e inicial da fibra exterior e h é a espessura da chapa.

Tratando-se de um fenómeno que decorre em domínio elástico, a variação angular pode ser relacionada com as características mecânicas elásticas do material através da lei

de Hooke. Aplicando o conceito de extensão nominal na direcção tangencial, obtém-se, então,

$$\Delta\alpha = -2\frac{l_e}{h}\frac{\sigma_{\theta e}}{E} \tag{19.21}$$

em que $\sigma_{\theta e}$ é a tensão tangencial na fibra exterior associada ao movimento de descarga e E o módulo de Young do material.

Torna-se agora necessário relacionar a variação angular associada ao retomo elástico com os raios de curvatura inicial, R_e, e final, R_f, da virola. Porém, considerando que na calandragem se podem confundir os comprimentos das fibras exterior e neutra (ou média), porque o erro cometido é pequeno, a variação angular pode escrever-se da forma a seguir indicada,

$$\Delta\alpha = \alpha_e - \alpha_f \cong \left(\frac{1}{R_e} - \frac{1}{R_f}\right) l_e \tag{19.22}$$

Substituindo a equação (19.22) na equação (19.21) e simplificando, obtém-se então,

$$R_e = \frac{R_f}{1 - 2\frac{R_f}{h}\frac{\sigma_{\theta e}}{E}} \tag{19.23}$$

Analisando a expressão que relaciona o raio de calandragem, R_e, com o raio de curvatura final da virola, R_f, verifica-se que a recuperação elástica depende da espessura da chapa, h, das características mecânicas elásticas do material, E, e ainda do valor da tensão de descarga na fibra exterior, $\sigma_{\theta e}$, que, como se sabe, é função da natureza da deformação plástica existente durante a calandragem (do tipo elasto-plástica ou totalmente plástica).

Uma vez que a deformação elasto-plástica tem maior generalidade, a determinação da tensão tangencial de descarga, $\sigma_{\theta e}$, irá ser efectuada, seguidamente, para este tipo de solicitação. Assim, considere-se a figura 19.10, na qual se apresenta a condição de equilíbrio após calandragem, expressa por o momento de descarga (de natureza elástica) equilibrar o momento de carga (de natureza elasto-plástica). Deste modo, a distribuição das tensões tangenciais de descarga, $\sigma_{\theta d}$, podem obter-se a partir da condição de equilíbrio de momentos,

$$M_c + M_d = 0 \tag{19.24}$$

em que o momento de carga, M_c, é calculado por intermédio da equação (19.12), ou seja,

$$\frac{\sigma_e b h^2}{4} - \frac{\sigma_e b d_e^2}{3} = -\frac{\sigma_{\theta d}}{y}\frac{b h^3}{12} \tag{19.25}$$

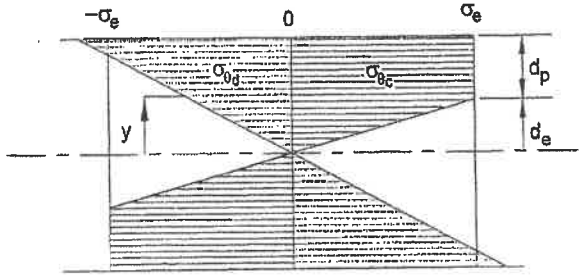


Figura 19.10 Tensões tangenciais de carga e de descarga numa solicitação do tipo elasto-plástica.

Simplificando a equação (19.25), obtém-se uma expressão geral para as tensões tangenciais de descarga, $\sigma_{\theta d}$, em função da dimensão da zona elástica, d_e, e da distância da fibra à fibra média/neutra, y,

$$\sigma_{\theta d} = 4\sigma_e d_e^2 \frac{y}{h^3} - 3\sigma_e \frac{y}{h} \tag{19.26}$$

Calculando agora o valor da tensão tangencial de descarga na fibra exterior, $\sigma_{\theta e}$, ou seja, quando $y = h/2$, obtém-se,

$$\sigma_{\theta e} = \left(4\frac{d_e^2}{h^2} - \frac{3}{2}\right)\sigma_e \tag{19.27}$$

Substituindo a equação (19.27) na equação (19.23), simplificando e notando que a dimensão da zona elástica se pode relacionar com o raio de curvatura durante a operação através de $d_e = R_e \sigma_e / E$, chega-se à seguinte relação de compensação elástica entre o

raio de curvatura com que a virola deve ser calandrada, R_e, e o raio de curvatura exterior final da virola, R_f, para uma solicitação do tipo elasto-plástico,

$$R_f = \frac{R_e}{1 - 3\frac{R_e}{h}\frac{\sigma_e}{E} + 4\left(\frac{R_e}{h}\frac{\sigma_e}{E}\right)^3} \quad \text{se} \quad R_e > 100\,h \tag{19.28}$$

A figura 19.11 apresenta a resolução gráfica da equação (19.28), considerando o módulo de Young característico dos aços, E=210 000 MPa, para diferentes valores da tensão limite de elasticidade.

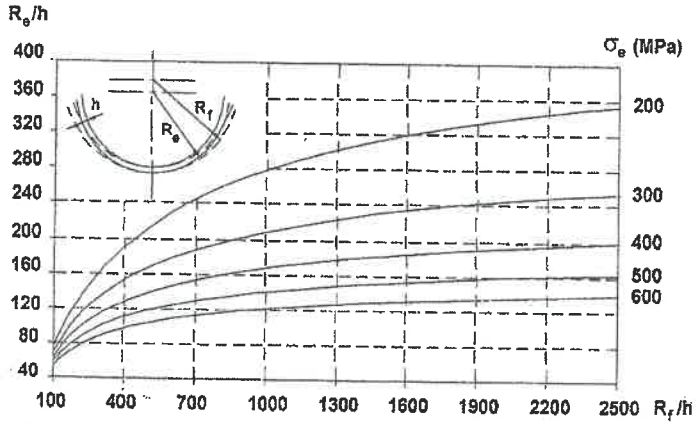


Figura 19.11 Relação entre o raio de calandragem, R_e, e o raio final da virola, R_f, para vários valores da tensão limite de elasticidade do material, considerando o módulo de Young, E=210 000 MPa.

Quando a solicitação de calandragem não for do tipo elasto-plástico, mas sim do tipo totalmente plástico que, como se viu, acontecerá sempre que a ordem de grandeza do raio de curvatura, R_e, for inferior a $100h$, é fácil verificar que a equação (19.28) se simplifica, sendo então possível explicitar o raio de calandragem, R_e, em função do raio final da virola, R_f, obtendo-se,

$$R_e = \frac{R_f}{1 + 3\frac{R_f}{h}\frac{\sigma_e}{E}} \quad \text{se} \quad R_e < 100\,h \tag{19.29}$$

19.2.7 Tensões residuais

O ciclo de carga e de descarga do momento flector que se verifica durante a calandragem conduz ao aparecimento de tensões residuais na direcção tangencial da chapa enformada. O conhecimento do valor e da distribuição segundo a espessura da chapa destas tensões reveste-se de primordial importância tanto para o projecto de componentes estruturais (como sejam, por exemplo, o caso dos reservatórios de pressão), onde as tensões residuais têm que ser consideradas para se evitarem dimensionamentos incorrectos, como nos casos em que as condições de serviço submetam a virola a situações de corrosão sob tensão. Nestes casos, o projectista tem que saber decidir sobre a necessidade de realizar ou não tratamentos térmicos para alívio de tensões.

A determinação das tensões residuais que surgem após calandragem irá fazer-se seguindo a metodologia anteriormente aplicada; serão estudados em separado os dois tipos de deformação plástica (elasto-plástico ou totalmente plástico) que podem surgir durante a calandragem e que inevitavelmente conduzem a valores máximos e a distribuições de tensões residuais diferentes.

Solicitação elasto-plástica

Conforme referido anteriormente considera-se que este tipo de solicitação acontece quando $R_e > 100\,h$. Recuperando o gráfico de tensões tangenciais apresentado na figura 19.10, verifica-se que as tensões residuais que sobrevêm após calandragem resultarão da soma entre as tensões tangenciais de carga e as de descarga, originando uma evolução qualitativa do tipo da que se apresenta na figura 19.12 (ver § 13.3.3).

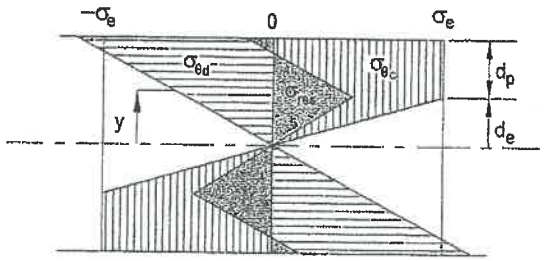


Figura 19.12 Tensões residuais que surgem após calandragem para deformações do tipo elasto-plástica.

Para se determinar analiticamente a distribuição das tensões residuais, sabe-se através da equação (19.26) a distribuição das tensões de descarga, σ_{sd}, enquanto que as tensões tangenciais de carga, σ_{sc}, serão definidas segundo dois domínios,

$$\begin{aligned} \sigma_{sc} &= \sigma_e && d_e \le y \le h/2 \\ \sigma_{sc} &= \frac{M_z}{I_z} y = \frac{\sigma_e b d_e^2}{6} \frac{1}{8 b d_e^3} y = \sigma_e \frac{y}{d_e} && 0 \le y \le d_e \end{aligned} \qquad (19.30)$$

então, somando as tensões de descarga com as tensões de carga obtêm-se as tensões residuais, σ_{res},

$$\begin{aligned} \sigma_{res} &= \sigma_e \left(1 - 3\frac{y}{h} + 4 d_e^2 \frac{y}{h}\right) && d_e \le y \le h/2 \\ \sigma_{res} &= \sigma_e \left(\frac{y}{d_e} - 3\frac{y}{h} + 4 d_e^2 \frac{y}{h}\right) && 0 \le y \le d_e \end{aligned} \qquad (19.31)$$

Notando agora que a dimensão da zona elástica pode relacionar-se com o raio de curvatura da virola na calandragem através de $d_e = R_e \sigma_e / E$, as equações (19.31) podem escrever-se, adimensionalizando as tensões residuais com a tensão limite de elasticidade, do seguinte modo,

$$\begin{aligned} \frac{\sigma_{res}}{\sigma_e} &= 1 + \left(2\frac{\sigma_e}{E}\frac{R_0}{h}\right)^2 \frac{y}{h} - 3\frac{y}{h} && d_e \le y \le h/2 \\ \frac{\sigma_{res}}{\sigma_e} &= \left[\left(\frac{E}{\sigma_e}\frac{h}{R_0}\right) + \left(2\frac{\sigma_e}{E}\frac{R_0}{h}\right)^2 - 3\right]\frac{y}{h} && 0 \le y \le d_e \end{aligned} \qquad (19.32)$$

Na figura 19.13 apresenta-se a evolução das tensões residuais de uma chapa calandrada, σ_{res}/σ_e, em função da variável mecânica ou geométrica da operação, $2(R_e/h)(\sigma_e/E)$. O domínio de validade de cada uma das expressões das tensões residuais $(y = d_e/h)$ obtém-se igualando as equações (19.32).

Analisando a evolução das tensões residuais dada pela figura 19.13, constata-se que à medida que o raio de curvatura da calandragem, R_e, vai aumentando, o que equivale a dizer que a dimensão da zona elástica, d_e, se vai aproximando de $h/2$, as tensões residuais tendem para zero, como é o caso da evolução associada a $2(R_e/h)(\sigma_e/E) = 0.9$. Este resultado significa que a solicitação de calandragem vai perdendo a sua componente

plástica, tendendo, desse modo, a ser exclusivamente elástica e, por isso, sem tensões residuais no final da operação.

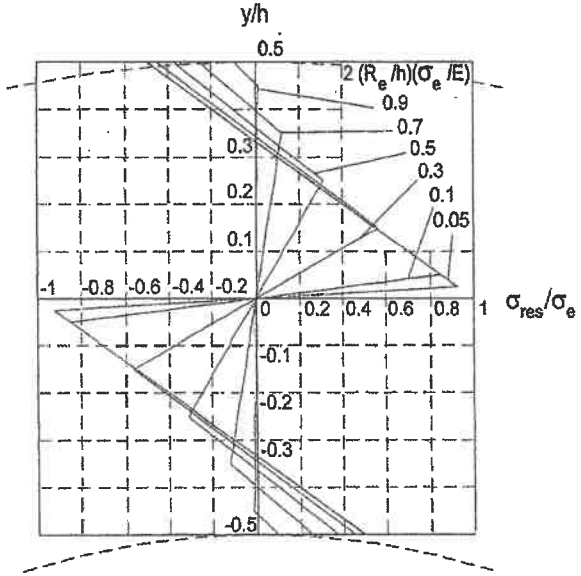


Figura 19.13 Evolução das tensões residuais numa chapa calandrada.

Solicitação totalmente plástica

Naturalmente que as tensões residuais no caso da solicitação de calandragem ser completamente plástica correspondem, na anterior análise, aos valores do outro extremo da variável mecânica ou geométrica $2(R_e/h)(\sigma_e/E)$. Assim, verifica-se que quando esta se aproxima de valores da ordem de grandeza de 0.05, as tensões residuais nas fibras extremas tendem para $\pm 0.5\sigma_e$, sendo o valor negativo para a fibra exterior e o positivo para a fibra interior. Este mesmo resultado poderia ter sido obtido somando as tensões de carga e as de descarga, conforme se ilustra na figura 19.14.

Por seu lado, a equação das tensões residuais para este caso pode determinar-se directamente a partir da equação (19.31), considerando que a dimensão da zona elástica é nula, $d_e = 0$, obtendo-se,

$$\sigma_{res} = \sigma_e \left(1 - 3\frac{y}{h}\right) \qquad (19.33)$$

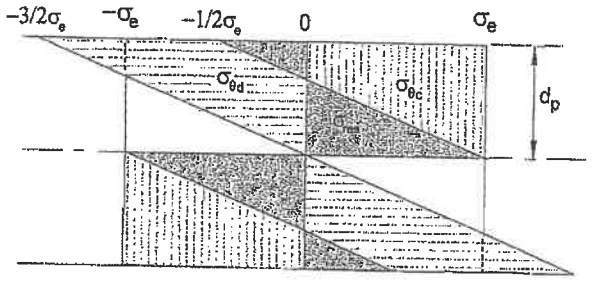


Figura 19.14 Tensões residuais que surgem após calandragem para deformações do tipo totalmente plástica.

19.2.8 Número de passos de calandragem

Verificou-se anteriormente que a obtenção de um dado raio de curvatura por calandragem estava limitada pelo trabalho que as forças de atrito que se desenvolvem na interface chapa/rolos era capaz de transmitir para a operação de deformação plástica. Trata-se, portanto, de saber se o trabalho necessário à deformação plástica da virola pode ser transmitido num único passo pela calandra.

O trabalho de deformação plástica necessário para produzir uma variação angular, $\Delta\theta$, da chapa aplicando um momento flector, M, será dado por,

$$W_{dp} = M\,\Delta\theta \tag{19.34}$$

Notando agora que a variação angular pode relacionar-se com os raios de curvatura das fibras neutras inicial, $R_{N_{f_0}}$, e final (que será o de calandragem), R_{N_e}, através de,

$$\Delta\theta = \theta_e - \theta_{f_0} = \frac{l_N}{R_{N_e}} - \frac{l_N}{R_{N_{f_0}}} \cong l\left(\frac{1}{R_e} - \frac{1}{R_{f_0}}\right) \tag{19.35}$$

onde se admitiu que os raios de curvatura são suficientemente grandes para que os raios exteriores possam ser confundidos com os raios das respectivas fibras neutras; $R_e \cong R_{N_e}$ e $R_{f_0} \cong R_{N_{f_0}}$, e em que $l_N \simeq l$ é o comprimento da linha neutra/média. Então, o trabalho de deformação plástica pode escrever-se,

$$W_{dp} = M\,l\left(\frac{1}{R_e} - \frac{1}{R_{f_0}}\right) \tag{19.36}$$

No que se refere à calandra, o trabalho é realizado pelas forças de atrito, F_a, na largura de dobragem, l, da virola,

$$W_a = 2\,F_a\,l = 2\,\mu\frac{F}{2}l = \mu\,F\,l \tag{19.37}$$

em que μ é o coeficiente de atrito na interface chapa/rolo motor, e $F/2$ a reacção no rolo, a qual tem vindo a ser considerada vertical.

Da igualdade do trabalho necessário à deformação plástica, W_{dp}, com o que a calandra pode produzir, W_a, resulta a condição de calandragem para um único passo,

$$\mu\,F = M\left(\frac{1}{R_e} - \frac{1}{R_{f_0}}\right) \tag{19.38}$$

Substituindo nesta equação as expressões genéricas do momento flector, dado pela equação (19.13) e da força de calandragem, dada pela equação (19.14), referidas à dimensão da zona elástica, d_e, obtém-se,

$$\frac{\mu\sigma_e b}{v}\left(h^2 - \frac{4d_e^2}{3}\right) = \frac{\sigma_e b}{4}\left(h^2 - \frac{4d_e^2}{3}\right)\left(\frac{1}{R_e} - \frac{1}{R_{f_0}}\right) \tag{19.39}$$

sendo, finalmente, a condição de calandragem para uma passagem dada por,

$$\frac{4\mu}{v} = \left(\frac{1}{R_e} - \frac{1}{R_{f_0}}\right) \tag{19.40}$$

em que R_{f_0} é o raio inicial da virola, R_e é o raio de calandragem, v é a distância dos pontos de contacto da virola com os rolos inferiores, dada pela equação (19.3), e μ o coeficiente de atrito necessário à operação de calandragem.

A análise das equações (19.39) e (19.40) permite concluir que a curvatura máxima de uma peça em cada passo de calandragem é função das características mecânicas do material, dos parâmetros geométricos da virola e das condições operatórias da calandra, nomeadamente, do coeficiente de atrito, da distância entre os eixos dos rolos inferiores e da força aplicada pelo rolo superior.

19.2.9 Calandragem a frio e a quente

Uma vez que a calandragem a frio envolve um menor conjunto de problemas e é menos dispendiosa do que a calandragem a quente, é sempre preferível realizar a operação a frio. Porém, no caso de calandragens a frio, e em especial quando existem passos múltiplos, deve ter-se em atenção a deformação máxima que a chapa sofre, sendo usual admitir que só haverá necessidade de se efectuarem tratamentos térmicos quando o valor da deformação máxima, calculada pela equação (19.10), for superior a 5%, no caso dos aços de baixa liga, ou a 3%, no caso dos aços ferríticos temperados e revenidos. Deve acrescentar-se que a necessidade de tratamentos térmicos de restauração das características mecânicas da chapa pode, ainda, ser necessária, sempre que a capacidade de calandragem da máquina for ultrapassada em resultado do encruamento do material da virola.

Um outro aspecto ao qual se deve dedicar particular atenção está relacionado com o efeito de Bauschinger (ver § 5.3.3). De facto, quando se inverte a direcção da solicitação plástica, por exemplo, quando após descarga de um carregamento de tracção se aplica na direcção contrária uma solicitação de compressão, verifica-se que a tensão limite de elasticidade na compressão é inferior à original. Esta dependência do valor da tensão limite de elasticidade relativamente ao caminho e à direcção de carregamento assume um papel especialmente importante no caso da calandragem de peças a frio, em especial porque a prática mostra que pequenas pré-deformações da chapa, da ordem de 1%, podem dar origem a grandes reduções do valor da tensão limite de elasticidade do material na recarga, podendo essa variação se situar entre os 10 e os 50% em função do tipo de material deformado. Deste modo, sempre que em serviço as peças calandradas forem sujeitas a pressões interiores ou exteriores, devem ter-se alguns cuidados no seu dimensionamento, uma vez que, devido ao efeito de Bauschinger, o valor da tensão limite de elasticidade do material pode vir significativamente reduzido. A acuidade deste problema põe-se tanto mais porque, qualquer que seja o tipo de solicitação, existe sempre metade da espessura da peça que sofre deformações opostas às da calandragem, com o consequente abaixamento global da tensão limite de elasticidade. Resta acrescentar que nestes casos o efeito de Bauschinger pode ser suprimido com um tratamento térmico (aquecimento a cerca de 450°C, durante aproximadamente meia hora, no caso dos aços).

A calandragem a quente deverá ser usada quando a capacidade de calandragem for insuficiente para realizar o trabalho a frio, quando as características de enformabilidade do material da chapa forem insuficientes para que se consigam produzir peças com o diâmetro desejado sem que ocorra fissuração ou quando o conjunto de tratamentos térmicos necessários à calandragem a frio tornam a calandragem a quente economicamente mais favorável. No caso da calandragem a quente dos aços utilizam-se temperaturas de aquecimento dos planificados que, geralmente, variam entre os 850 e os 1000°C. Embora a temperatura no final da operação esteja muito dependente dos tempos

de movimentação e de calandragem, recomenda-se que no caso dos aços não seja inferior a 550°C.

Como regra geral, pode dizer-se que na calandragem a quente a precisão dimensional é bastante difícil de controlar e os custos associados são mais elevados, essencialmente, porque; i) o planificado tem que ser aquecido, ii) a movimentação e manipulação do planificado é mais difícil por a estampa plana estar quente, iii) a superfície da chapa tem que ser restaurada (descalaminada) através de tratamentos superficiais de limpeza, iv) a deterioração dos rolos da calandra e do equipamento auxiliar é mais rápida, por se encontrarem em contacto com superfícies quentes e v) por a virola ter que ser calibrada depois de enformada.

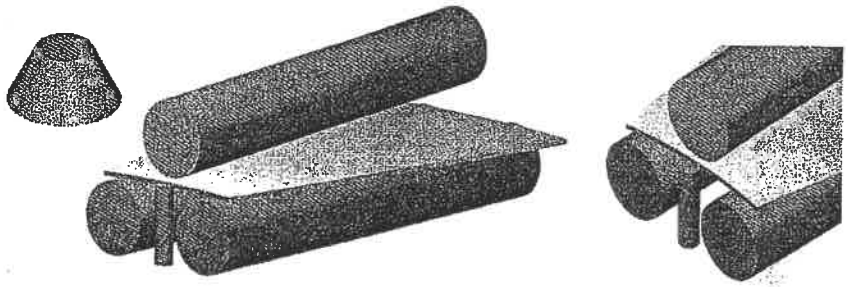
19.3 Calandragem de superfícies cónicas

A calandragem de superfícies cónicas apoia-se nos mesmos princípios descritos e aplicados à enformação de superfícies cilíndricas, designadamente no que se refere ao estudo das tensões de carga, descarga e residuais, às deformações de enformação e de recuperação elástica. Todavia, a aplicação da teoria apresentada deve fazer-se com os cuidados inerentes ao facto desta operação de enformação plástica apresentar algumas diferenças. Este parágrafo tem como principal objectivo revelar as características desta operação e mostrar as diferenças principais relativamente à calandragem cilíndrica.

19.3.1 Procedimentos e operação

A calandragem de superfícies cónicas é realizada em calandras de três rolos, inclinando o rolo superior ou então os dois rolos inferiores; conforme se ilustra, para o primeiro caso, na figura 19.15a).

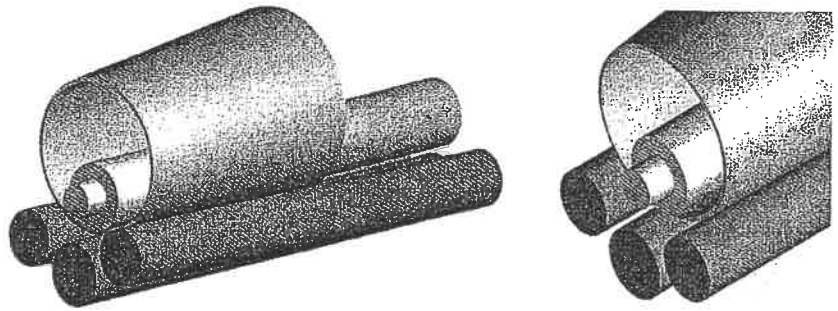
Um aspecto fundamental a ter em conta na calandragem de uma superfície cónica está relacionado com o facto dos perímetros das extremidades do planificado serem diferentes e, por isso, ser necessário que a velocidade seja mais elevada junto do maior diâmetro, do que junto do menor. É habitual traçar na chapa a direcção das geratrizes da superfície cónica, para se saber se a relação de velocidades durante a calandragem está a ser a correcta. De facto, as geratrizes da superfície cónica devem permanecer paralelas às geratrizes dos rolos durante a operação de calandragem. Porém, sendo a velocidade periférica dos rolos da calandra constante, a relação de velocidades correcta é conseguida não só pela inclinação do rolo superior, como, na generalidade dos casos, pela colocação de uma espera na zona de menor diâmetro (ver figura 19.15b)), cujo objectivo é o de gerar forças de atrito entre a espera e a virola e, desse modo, obrigar a que a chapa escorregue nessa zona, de tal modo que as geratrizes da virola se mantenham paralelas às dos rolos.



(a) (b)

Figura 19.15 Calandragem de uma superfície cónica numa calandra de três rolos. a) Inclinação do rolo superior e b) pormenor mostrando o posicionamento da espera.

Alternativamente a calandragem de superfícies cónicas pode fazer-se em calandras de quatro rolos, conforme se mostra na figura 19.16a).



(a) (b)

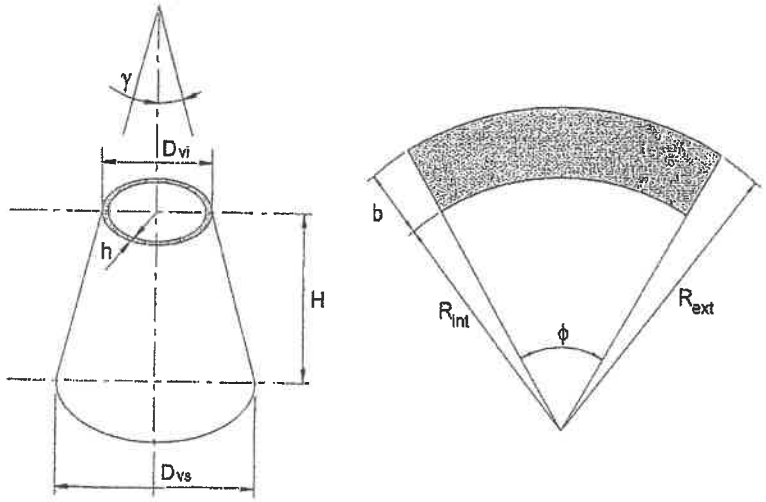
Figura 19.16 a) Calandragem de uma superfície cónica, numa calandra de quatro rolos. b) A ligeira inclinação do rolo inferior central leva a que a virola desencoste dos rolos centrais na zona de menor diâmetro.

O modo de operação difere ligeiramente do descrito anteriormente para as calandras do tipo piramidal. Nas calandras de quatro rolos inclina-se ligeiramente o rolo inferior central, de modo a que a chapa fique 'apertada' na zona do maior diâmetro e deixe de contactar os rolos centrais (superior e inferior) na zona de menor diâmetro (ver figura 19.16b)). Deste modo, supera-se a questão da diferença de velocidades para os

rolos centrais, porém, este problema sobrevém para os rolos laterais, os quais têm que ser posicionados de modo a assegurar a geometria cónica da virola. Por esta razão, também na enformação de superfícies cónicas em calandras de quatro rolos é usual utilizar uma espera do lado do menor diâmetro do planificado, para assegurar a compatibilidade das velocidades.

19.3.2 Determinação da geometria e das dimensões da estampa plana

A determinação da geometria e dimensões da estampa plana de uma virola cónica (figura 19.17a)) faz-se com base nos mesmos pressupostos enunciados no § 19.2.2, para virolas de geometria cilíndrica. Nestas condições, a estampa plana necessária à obtenção de uma superfície cónica terá a forma de um sector circular, com a geometria indicada na figura 19.17b).



(a) (b)

Figura 19.17 a) Dimensões características de uma virola cónica e b) geometria e dimensões da estampa plana.

Então, igualando os perímetros extremos do planificado e da virola cónica, pode calcular-se o ângulo de abertura do planificado, ϕ,

$$\phi = \frac{2\pi R_w}{R_{int}} = \frac{2\pi R_{vs}}{R_{ext}} \qquad (19.41)$$

em que R_{vi} e R_{vs} são, respectivamente, os raios menor e maior da virola cónica e R_{int} e R_{ext} são, respectivamente, o raio interior e exterior do planificado, os quais se podem relacionar do seguinte modo,

$$R_{ext} = R_{int} + b = R_{int} + \frac{H}{\cos\gamma} \tag{19.42}$$

em que H é a altura da virola e γ o ângulo de conicidade do tronco de cone. Os raios do planificado obtêm-se tendo em consideração a seguinte relação que se obtém a partir da equação (19.41),

$$\frac{R_{vi}}{R_{int}} = \frac{R_{vs}}{R_{ext}} \tag{19.43}$$

e são dados por,

$$R_{ext} = \frac{R_{vs}}{R_{vs} - R_{vi}} b = R_{int} + b \tag{19.44}$$

19.3.3 Cálculo do ângulo de inclinação dos rolos

Para se poder calandrar uma virola cónica é necessário inclinar os rolos da calandra. No caso de uma calandra de três rolos do tipo piramidal ou se inclina o rolo superior ou os dois inferiores, dependendo das características da máquina. Admitindo que se trata do primeiro caso (ver figura 19.18), pretende-se determinar o ângulo de inclinação, θ, do rolo superior que se ajusta à enformação da superfície.

A inclinação a dar ao rolo superior determina-se em função das profundidades de calandragem necessárias à obtenção dos raios de curvatura extremos da virola cónica, sendo dada por,

$$\operatorname{sen}\theta = \frac{p_{ci} - p_{cs}}{b} = \frac{p_{ci} - p_{cs}}{H}\cos\gamma \tag{19.45}$$

em que p_{ci} e p_{cs} é a profundidade de calandragem para o menor e maior diâmetro da virola cónica (calculadas a partir da equação (19.5)), b o comprimento da geratriz da virola, H a altura da virola e γ o ângulo de conicidade da virola.

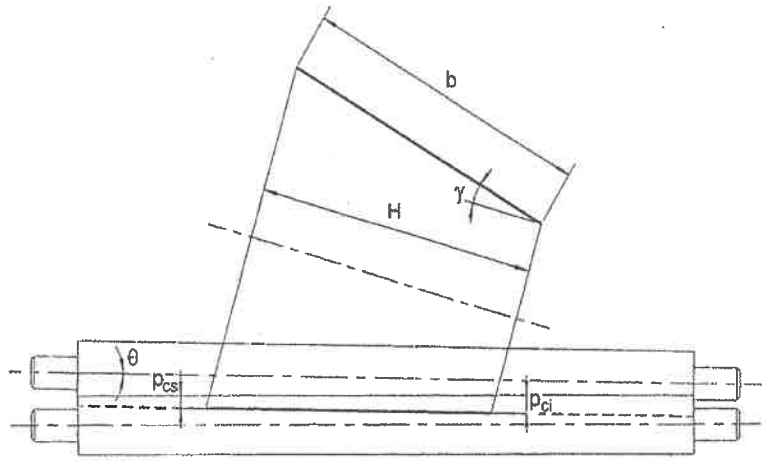


Figura 19.18 Ajustamento da calandra. Inclinação do rolo superior.

19.4 Dobragem das abas

Um dos problemas principais da calandragem é o da enformação das abas do planificado com o raio de curvatura desejado para a virola, estando a resolução deste problema geralmente associada ao tipo de máquina utilizada. Observando a figura 19.19, pode concluir-se que o valor do momento flector decresce linearmente, desde um valor máximo na secção B, até se anular na secção A.

Então, admitindo que a deformação é do tipo totalmente plástica, à medida que se caminha da secção B para a secção A, a deformação vai evoluindo de totalmente plástica para elástica, com zonas elasto-plásticas de permeio, conduzindo a que também o raio de curvatura associado à deformação seja cada vez maior, deixando mesmo de existir curvatura na zona elástica, ou melhor, a partir da secção em que deformação seja totalmente recuperada pelo efeito de mola. Por outro lado, durante a calandragem, todas as secções da chapa entre as secções B e C (situando-se esta última a uma distância da extremidade D de cerca de $v/2$), serão deformadas plasticamente quando passarem na zona de momento máximo. Porém, quando a secção C atingir a zona de momento máximo o problema de enformação da aba volta a repetir-se, ficando o troço de chapa entre C e D por deformar. A geometria final da peça após calandragem terá então o aspecto indicado na figura 19.20.

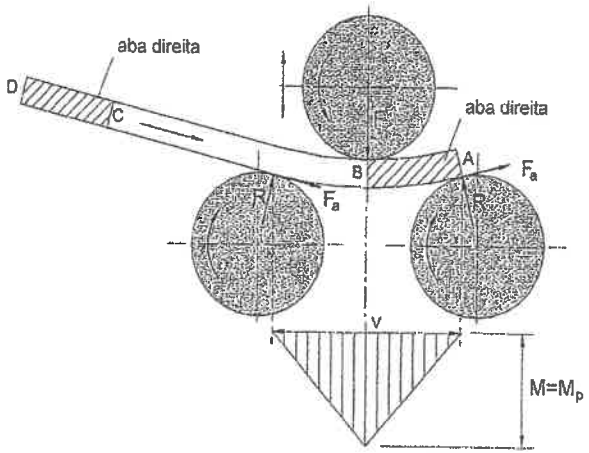


Figura 19.19 Representação esquemática do problema da dobragem das abas.

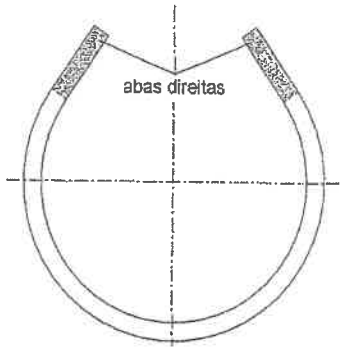


Figura 19.20 Abas direitas numa virola produzida por calandragem.

Este problema da calandragem pode ser superado através das seguintes soluções:

1) Tratando-se de uma calandra do tipo piramidal sem capacidade para enformar abas, a dobragem das abas poderá ser executada prévia ou posteriormente à calandragem por quinagem ou por martelagem.

2) Calandrar uma virola com um comprimento superior ao pretendido e cortar as abas direitas.

3) Dobrar as abas na calandra com o auxílio de um gabari, também conhecido por 'berço', fabricado previamente em chapa espessa (figura 19.21)

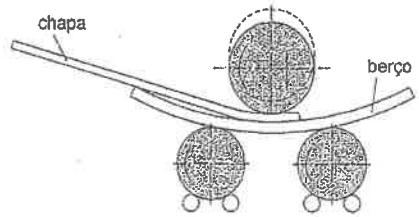


Figura 19.21 Utilização de um berço para a dobragem das abas numa calandra do tipo piramidal.

4) Utilizar calandras preparadas para a dobragem das abas, as quais permitem deslocamento dos rolos inferiores ou do superior (ver figura 19.22).

O deslocamento relativo entre os rolos inferiores e o superior permite aproximar o máximo do momento flector do rolo sobre o qual se pretende enformar a aba, tendo como consequência o aumento das forças envolvidas na operação. Este facto explica a razão pela qual os construtores de calandras indicam menores capacidades para a enformação das abas do que para a calandragem, expressa geralmente pela menor espessura da chapa em que é permitido trabalhar. Realmente o dimensionamento da máquina, designadamente os apoios dos rolos e as características mecânicas do material dos rolos, depende da distância de enformação da aba, x, que é possível realizar na calandra. Admitindo que o momento máximo terá que provocar deformação plástica total na chapa, a força no rolo inferior será dada por (ver figura 19.22),

$$F_{ri} = \frac{\sigma_e\, b\, h^2}{4x} \tag{19.46}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade do material, b o comprimento da aba, h a espessura da chapa e x a largura de aba a enformar. Por seu lado, a força no rolo superior será dada por,

$$F_{rs} = \frac{F_{ri}\, v}{v - x} \tag{19.47}$$

em que v é a distância entre pontos de apoio da chapa no decurso da calandragem.

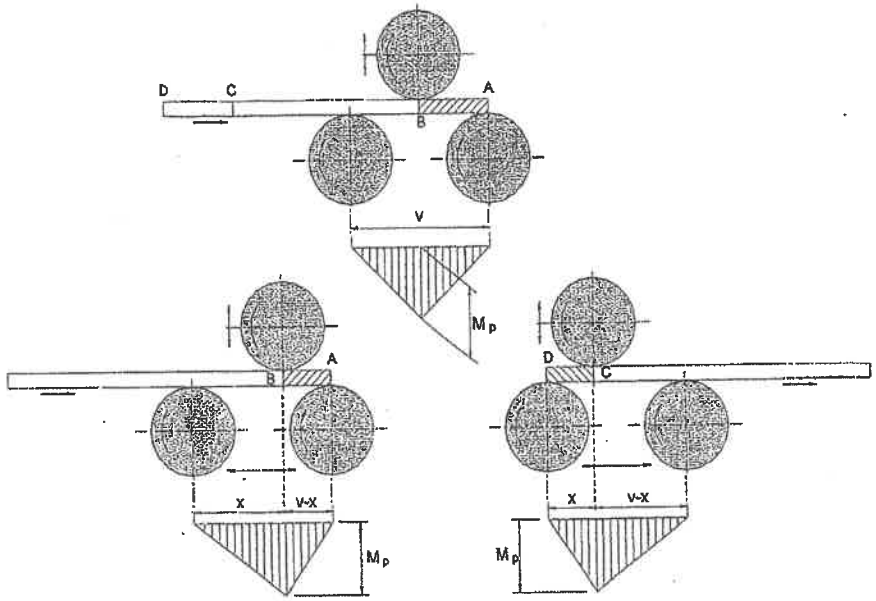
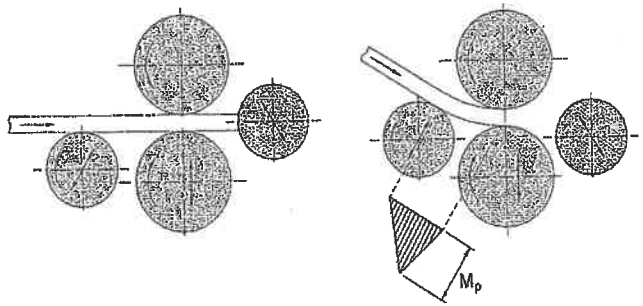


Figura 19.22 Dobragem das abas numa calandra de três rolos com deslocamento horizontal dos rolos inferiores.

5) Efectuando a operação numa calandra de 4 rolos, conforme se indica na figura 19.23.



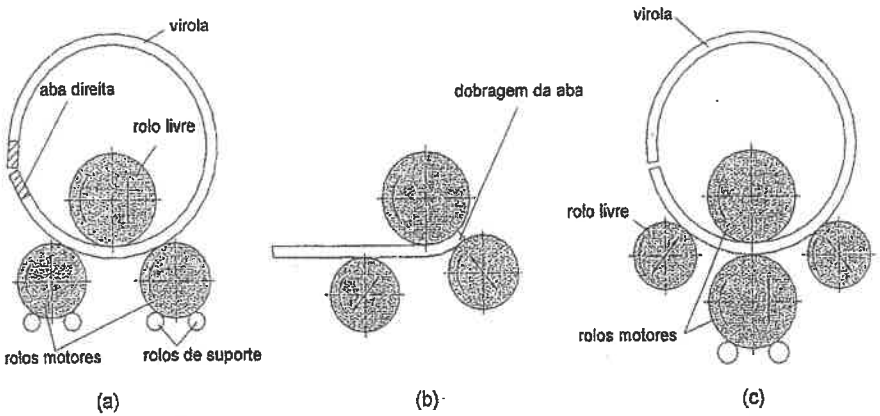
(a) (b)

Figura 19.23 Dobragem das abas numa calandra de quatro rolos. a) Alimentação do planificado, b) enformação de uma das abas.

19.5 Calandras

A figura 19.24 procede a uma representação esquemática dos diferentes tipos de calandras. As calandras podem classificar-se segundo três tipos básicos:

1) Calandras de três rolos do tipo piramidal, sem dispositivos de enformação das abas (figura 19.24a)).
2) Calandras de três rolos do tipo piramidal, com dispositivos para enformação das abas (figura 19.24b)).
3) Calandras de quatro rolos (figura 19.24c)).



(a) (b) (c)

Figura 19.24 a) Calandra de três rolos do tipo piramidal, b) calandra de três rolos com dispositivo para dobragem das abas e c) calandra de quatro rolos.

19.5.1 Calandras de três rolos sem dispositivo de enformação das abas

Neste tipo de calandras (figura 19.24 a)) os rolos inferiores são de igual diâmetro mas menores (entre 10 a 50%) do que o rolo superior. Nas calandras de maior capacidade utilizam-se rolos de maior diâmetro e distâncias mais elevadas entre os eixos dos rolos inferiores. Nestas condições, e uma vez que o momento flector máximo está aplicado a meia distância dos rolos inferiores, a força necessária para efectuar a flexão será menor, embora as curvaturas produzidas sejam superiores.

Para evitar a flexão dos rolos nas calandras de comprimento elevado (geralmente para larguras superiores a 3 m), é habitual apoiar os rolos inferiores em rolos de suporte, assegurando, desse modo, que a deformação produzida nos rolos durante a calandragem é minimizada.

Para efectuar a dobragem neste tipo de calandra posiciona-se a peça sobre os rolos inferiores (rolos motores fixos neste tipo de máquina, ou seja, sem movimento de translação), sendo o diâmetro de calandragem definido através do ajuste vertical do rolo superior livre (geralmente 'louco'). A força de calandragem desenvolvida deverá ter que ser suficiente para que o rolo superior seja arrastado por atrito. Este facto pode tornar-se problemático na dobragem de peças finas com elevados diâmetros, sendo frequente, nesses casos, utilizarem-se calandras em que também o rolo superior seja motor.

As calandras do tipo piramidal deixam, após calandragem, os extremos da peça direitos. De facto, nas zonas da peça em que a tensão produzida pelo momento de dobragem não ultrapassa a tensão limite de elasticidade não haverá deformação permanente. Nestes casos a dobragem das abas pode fazer-se recorrendo a um dos procedimentos discutidos no § 19.4.

19.5.2 Calandras de três rolos com dispositivos para enformação das abas

Estas calandras apresentam a vantagem de incorporarem soluções tecnológicas destinadas à dobragem das abas. A dobragem das abas nunca é total (ver § 19.4), variando a largura da zona direita entre 0.5 a 2 vezes a espessura da chapa. A largura da zona direita depende da concepção da máquina ferramenta. Existem vários tipos de concepção, diferindo, essencialmente, no movimento relativo entre os rolos.

Por exemplo, no caso da calandra representada na figura 19.24b) o rolo superior é livre, enquanto que os inferiores são motores possuindo deslocamento vertical inclinado independente. No caso de máquinas de maior potência exige-se que os três rolos sejam motores. Para se realizar a operação de calandragem começa por se efectuar a dobragem das abas, seguindo-se-lhe a operação de calandragem propriamente dita. Note-se que neste tipo de calandra a operação de enformação das abas tem de se realizar antes da calandragem, o que implica que após a dobragem da primeira aba a chapa tenha que ser totalmente deslocada para o outro lado da calandra, a fim de se poder enformar a segunda aba. Por esta razão, este tipo de calandra apresenta alguns inconvenientes relativamente à movimentação e ao posicionamento das chapas (ver figura 19.25).

Devido aos inconvenientes referidos para as calandras de 3 rolos com movimento vertical dos rolos inferiores, existem soluções construtivas alternativas baseadas no movimento horizontal dos rolos inferiores (ver figura 19.22). O princípio de funcionamento destas calandras baseia-se num rolo superior livre, dotado de regulação vertical, e de rolos inferiores motores que se podem deslocar horizontalmente em bloco, isto é, mantendo o seu entre–eixo. Neste tipo de solução construtiva já é possível alimentar as chapas na calandra através de um porta–chapas com dispositivos de centragem automática e desempeno, não sendo necessário, nestas circunstâncias, recorrer a pontes rolantes.

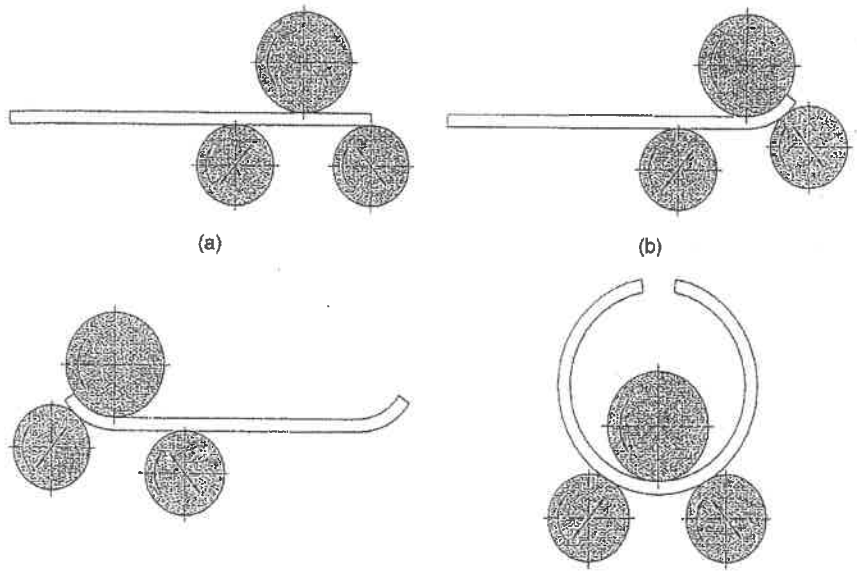


Figura 19.25 Fases da operação de calandragem numa calandra de três rolos com os rolos inferiores simétricos e possuindo movimento vertical inclinado, a) alimentação, b) enformação de uma aba, c) enformação da outra aba e d) calandragem da virola.

19.5.3 Calandras de quatro rolos

Nestas máquinas os rolos motores são os centrais (superior e inferior), enquanto que os laterais são livres. O deslocamento destes últimos rolos assegura os raios de calandragem e a dobragem das abas. A figura 19.26 ilustra a sequência de calandragem numa calandra de 4 rolos.

A operação inicia-se com o posicionamento da chapa na calandra (figura 19.26a)). Em seguida o rolo lateral esquerdo é ajustado não só para enformar a aba, como para definir o raio de curvatura desejado para a virola (figura 19.26b)). Inicia-se então a calandragem da chapa propriamente dita, sensivelmente até estar meia virola enformada (figura 19.26c)). Nessa altura deve desactuar-se o rolo lateral esquerdo e actuar o rolo lateral direito (figura 19.26d)), de modo que a calandragem possa prosseguir até ao fecho da virola (figura 19.26e)) e, por consequência, assegurando a enformação da outra aba.

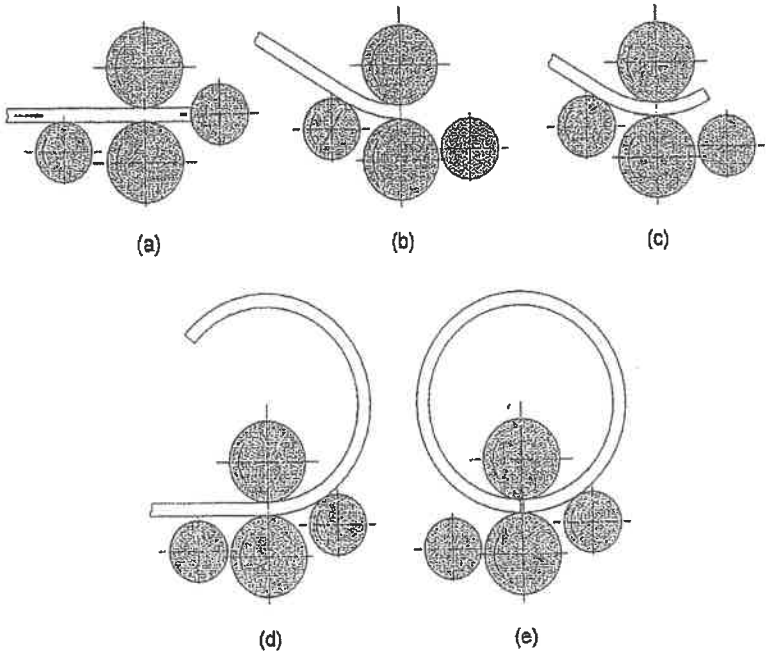


Figura 19.26 Sequência de calandragem numa calandra de quatro rolos.

De entre as diversas vantagens que este tipo de máquinas possui relativamente às máquinas de três rolos, destacam-se as seguintes:

1) O facto da chapa se encontrar apertada entre os rolos motores durante a operação de dobragem das abas e de calandragem, facilita bastante a operação, designadamente o manuseamento da chapa que, em muitos casos, pode ser feito por um único operador.
2) A dobragem das abas efectua-se sem necessidade de voltar a chapa.
3) A calandragem das superfícies cónicas pode efectuar-se continuamente.
4) A calibragem das virolas, por exemplo após soldadura das extremidades, é facilitada pela existência dos dois rolos livres, os quais devem estar ambos actuados neste tipo de operações.

19.6 Processos de desempeno. Fieiras

Os processos de desempeno são fundamentais em muitas aplicações tecnológicas para assegurar a qualidade final do produto que se pretende fabricar. A necessidade da sua utilização deriva, em certos casos, do modo como a matéria-prima é fornecida, enquanto que noutros casos, está associada à própria armazenagem e manipulação desta. São frequentemente usados para desempenar chapas, tubos, barras ou varões/fios. Neste parágrafo serão abordados somente os casos de desempeno de produtos planos. São exemplos, o caso de linhas de produção de corte por arrombamento convencional, de corte fino ou de precisão ou no caso de ferramentas progressivas em que a matéria-prima é fornecida em rolo. Nestas linhas produtivas existe sempre a montante do processo uma fieira de desempeno (ver figura 19.27), cujo princípio consiste em produzir na chapa flexões alternadas de intensidade decrescente até à saída da chapa da fieira (ver § 16.5 do *Capítulo 16*).

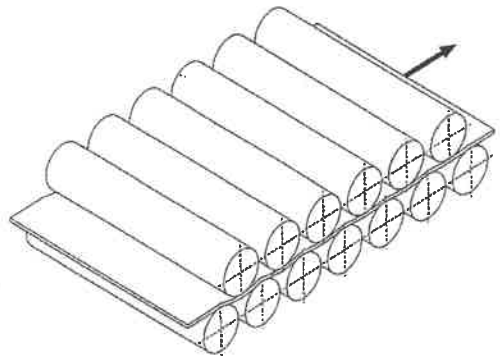


Figura 19.27 Fieira de desempeno com 13 rolos.

A flexão e a contra flexão nos rolos iniciais tem que se processar em domínio plástico para que a curvatura com que a chapa sai do rolo seja superada. Deve, porém, ter-se cuidado na regulação destas máquinas para evitar que o material sofra danos irreparáveis, como seja no caso de materiais mais frágeis o aparecimento de pequenas fissuras superficiais.

As fieiras de desempeno são constituídas por dois conjuntos de rolos, um superior e outro inferior, variando o número de rolos em função da aplicação e do grau de precisão desejado para o desempeno. Um número de 5 rolos (3 inferiores e 2 superiores) é geralmente suficiente para desempenar chapas espessas, ou então nos casos em que a precisão não é particularmente importante. Nos casos em que as características

mecânicas do material o exigem (materiais com elevados valores de σ_e/E) ou nos casos em que a chapa é menos espessa, ou ainda quando a precisão exigida é maior, como seja por exemplo o caso do corte fino, é habitual usarem-se fieiras com um maior número de rolos, até um máximo de 21.

Para se compreender o modo de funcionamento de uma fieira considere-se a fieira de desempeno na sua forma mais simples, ou seja, com 5 rolos, conforme representada na figura 19.28. Analisando com maior detalhe esta máquina, pode dizer-se que a mesma é constituída por um conjunto de 3 calandras sucessivas, em que a flexão e a contra flexão da chapa é efectuada com curvaturas cada vez menores, devido aos planos que contêm os eixos dos rolos superiores e inferiores fazerem um ângulo, α, entre si. Na primeira calandra a chapa é deformada plasticamente de modo a que a curvatura da chapa seja toda para o mesmo lado, embora possa ser não uniforme em virtude da deformação inicial. Na passagem pelo segundo conjunto de rolos a deformação deve igualmente processar-se em domínio plástico para assegurar que a curvatura (agora em sentido contrário) seja uniforme. Finalmente, no terceiro conjunto de rolos a curvatura da chapa volta a ser invertida, porém a deformação na passagem do último rolo deve ser exactamente igual à recuperação elástica, de modo a que a chapa no final saia, então, direita.

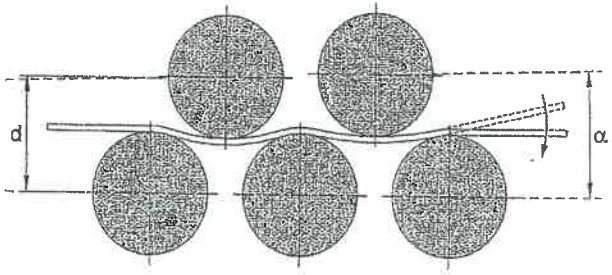


Figura 19.28 Fieira de desempeno com 5 rolos.

Compreende-se que a afinação de uma fieira de 5 rolos seja uma tarefa que requer alguma experiência e um procedimento de tentativa e erro. É neste contexto que surgem as calandras com um maior número de rolos, nas quais passadas as primeiras flexões e contra flexões em domínio plástico, haverá sempre um conjunto de três rolos a que corresponde uma curvatura igual à do efeito de mola. A partir deste conjunto toda a deformação se processa em domínio elástico, sendo mesmo dispensáveis os rolos seguintes, porém a precisão assegurada por este sistema automático é definitivamente muito maior.

Para além do desempeno da chapa a sua passagem pela fieira promove um outro fenómeno igualmente muito importante para que o processo tecnológico decorra conforme projectado, que é a redução das tensões residuais da chapa (ver *Capítulo 13*). De facto, o enrolamento da chapa nos rolos, tratando-se de um processo de flexão, introduz inevitavelmente tensões residuais na chapa que, de um modo aproximado, se admitem ter a distribuição representada na figura 19.29a). Quando a chapa passar pelo primeiro conjunto de três rolos (que por questões de simplicidade passarão a ser designados por calandra) o momento flector que aí actua levará a que a distribuição de tensões totais na primeira calandra seja a que se representa na figura 19.29b), resultante da soma das tensões residuais com as que derivam do momento flector, M, (cujo valor máximo e distribuição depende da regulação dada à fieira). Durante a aproximação à segunda calandra o momento flector tende a anular-se e, em consequência, haverá recuperação elástica da chapa, sendo, nessa altura, a distribuição das tensões residuais a que se representa na figura 19.29c).

Então, quando a chapa chegar à segunda calandra irá ser sujeita a um momento flector, M', de menor intensidade e de sentido contrário aquele que foi aplicado na primeira. Resulta assim que a distribuição de tensões será a que se mostra na figura 19.29d) e que resultam da soma das tensões residuais à saída da primeira calandra com a aplicada na segunda calandra. Continuando o seu trajecto na fieira, o momento aplicado vai reduzindo-se, dando lugar à recuperação elástica da chapa, cuja distribuição é a que se representa na figura 19.29e).

Admitindo que o momento flector aplicado na terceira calandra, que será menor que os aplicados na primeira e na segunda, não promove a reentrada de qualquer fibra da chapa em domínio plástico, as tensões residuais da chapa não se alterarão, sendo de facto a sua distribuição final a que se mostra na figura 19.29f).

Embora o modelo usado para provar a redução das tensões residuais da chapa na sua passagem pela fieira contenha algumas simplificações, é possível constatar a sua diminuição, em especial nas zonas afastadas do seu núcleo. Esta redução é tanto maior quanto maior for o número de rolos que a fieira possuir. Não obstante, existe um fenómeno que não foi considerado nesta análise que pode alterar parcialmente a distribuição das tensões residuais que é o encruamento do material. A este propósito haverá que ter presente que a passagem da chapa pela fieira aumenta a tensão limite de elasticidade do material e simultaneamente reduz a sua ductilidade.

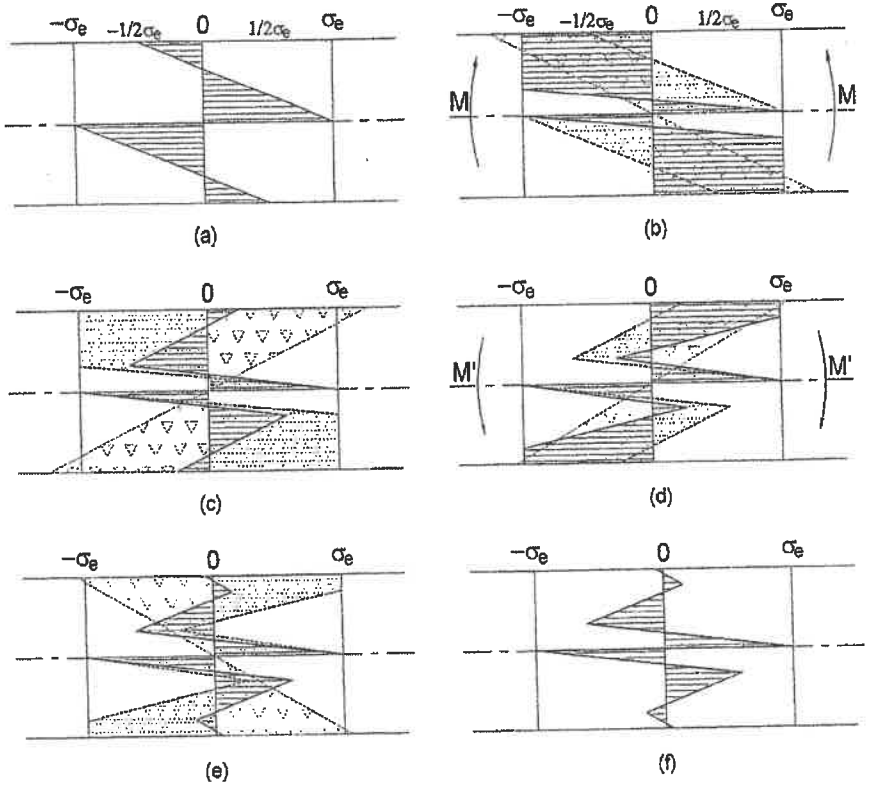
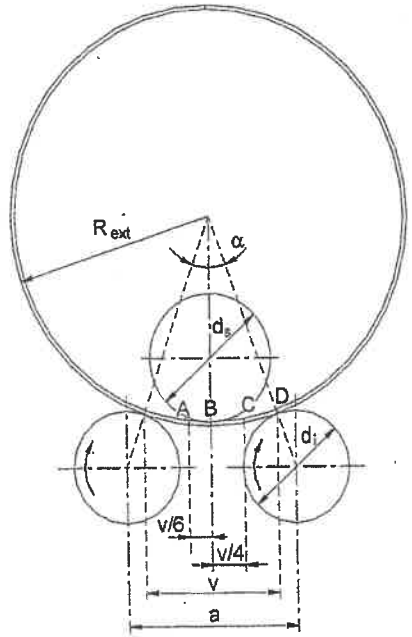


Figura 19.29 Evolução das tensões residuais ao longo de uma fieira de 5 rolos; a) tensões residuais à saída do rolo, b) fase de carga no primeiro conjunto de três rolos (1ª calandra), c) tensões residuais no final da 1ª calandra, d) fase de carga no segundo conjunto de três rolos, e) descarga na 2ª calandra e f) tensões residuais finais, no final da descarga da 2ª calandra.

19.7 Problemas

Problema 19.1

Pretende-se fabricar-se uma virola cilíndrica numa calandra de 3 rolos. As características da operação de calandragem e do material da virola encontram-se especificadas na figura.



Calandra
Tipo: 3 rolos piramidal
d_i=220 mm
d_s=250 mm
a=350 mm
v_R=3 m/min
μ=0.17
L=1500 mm
P=3 kW (Potência do motor)

Virola
Cilíndrica
h=8 mm
b=600 mm
R_{ext}=410 mm

Material da virola
σ_e=353 MPa
σ_R=518 MPa
e_R=30%
E=2.0x10^5 MPa

Nestas condições, determine:

a) A extensão máxima a que a chapa se encontra sujeita durante a operação de calandragem e em face do valor calculado identifique o tipo de solicitação que deve ser considerado na secção mais solicitada da chapa.

b) Os parâmetros de natureza geométrica da calandragem; a distância e o ângulo de contacto da chapa nos rolos inferiores e a profundidade de calandragem.

c) A força e a potência de calandragem.

d) A distribuição das tensões tangenciais nas secções *A*, *B*, *C* e *D*.

e) A evolução da força de enformação da aba (adimensionalizada com a força de calandragem) com o comprimento de aba que é possível enformar (adimensionalizado com a espessura da chapa), admitindo, para tal, que a calandra tem dispositivos para enformar as abas.

Resolução

a) A extensão tangencial máxima verifica-se na fibra exterior da chapa, sendo o seu valor dado pela equação (19.10),

$$(\varepsilon_\theta)_{max} = \frac{h}{2R_e}\left(1-\frac{R_e}{R_0}\right)$$

Substituindo valores, obtém-se,

$$(\varepsilon_\theta)_{max} = \frac{8}{2x410} \cong 0.01$$

Uma vez que o valor da extensão na fibra exterior é cerca de 1%, superior ao valor de transição entre solicitação elasto-plástica e totalmente plástica, 0.5%, (ver § 19.2.4), admite-se então que a secção mais solicitada estará completamente em domínio plástico. Esta mesma conclusão poderia ter sido tirada a parir da relação entre o raio de curvatura da virola e a espessura da chapa que valendo $R_{ext}/h = 51.25$, é inferior ao valor de transição de 100.

b) Para determinar a distância de contacto, v, usa-se a equação (19.3), enquanto que o ângulo de contacto, α, pode obter-se a partir da equação (19.1). Então, substituindo valores, obtém-se,

$$v = \frac{R_e}{R_e + d_i/2}\, a = \frac{410}{410+110} 350 = 276\,\text{mm}$$

e,

$$\text{sen}\frac{\alpha}{2} = \frac{a}{2(R_e + d_i/2)} = \frac{350}{2(410+110)} = 0.34 \quad \Rightarrow \quad \alpha = 19.3°$$

Por outro lado, a profundidade de calandragem, p_e, que assegura o raio de curvatura exterior da virola, determina-se a partir da equação (19.5),

$$p_e = \left(R_e + \frac{d_i}{2}\right)\left(1-\cos\frac{\alpha}{2}\right) = (410+110)(1-\cos 19.65) = 30.3\,\text{mm}$$

c) Uma vez que a secção mais solicitada da chapa, localizada a meio do entre-eixo, se encontra totalmente em domínio plástico, a força de calandragem determina-se a partir da equação (19.16),

$$F = \frac{\sigma_e b h^2}{v} = \frac{353 x 600 x 8^2}{276} = 49.1\,\text{kN}$$

Para se determinar a potência de calandragem recorre-se à equação (19.18), já que se conhece uma estimativa para o coeficiente de atrito, μ, entre o material dos rolos da calandra e o material da virola,

$$P = \mu F v_R = 0.17 x 49100 x 3/60 = 0.4\,\text{kW}$$

Deve assinalar-se que em ambos os cálculos não se considerou o encruamento do material. Para o fazer bastaria substituir nesses cálculos a tensão limite elasticidade, σ_e, pela tensão de rotura do material, σ_R.

d) Como se sabe, durante a calandragem a distribuição do momento flector é triangular na zona do entre-eixo, conforme se mostra na figura seguinte.

Analisando o diagrama de momento flector, verifica-se que a fase de carga da chapa é progressiva, iniciando-se no ponto de contacto da chapa com o rolo esquerdo e terminando na secção *B*, variando em correspondência o momento flector desde zero até ao valor máximo. A partir da secção *B* o momento flector aplicado começa a diminuir até se anular no ponto *D*, dando lugar, portanto, à fase de descarga do material da virola, igualmente de modo progressivo.

Secção A

No instante em análise a secção *A* encontra-se numa fase de carga, sendo o momento flector aplicado dado por,

$$M_A = \frac{F v}{2\,3} = \frac{\sigma_e b h^2}{2v}\frac{v}{3} = \frac{\sigma_e b h^2}{6}$$

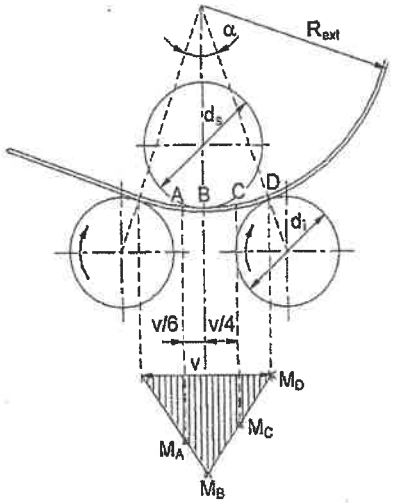
Como se sabe o momento flector M_A fornecido pela equação anterior corresponde ao limite elástico da solicitação.

Secção B

A secção *B* encontra-se ainda na fase de carga, encontrando-se solicitada pelo valor máximo do momento flector, o qual é dado por,

$$M_B = \frac{F}{2}\frac{v}{2} = \frac{\sigma_e b h^2}{2v}\frac{v}{2} = \frac{\sigma_e b h^2}{4}$$

O que significa que nesta secção a solicitação é do tipo totalmente plástico, conforme tinha sido anteriormente considerado.



Secção C

A secção *C* já se encontra em fase de descarga do momento flector, sendo o momento aplicado nesta secção dado por,

$$M_C = \frac{F}{2}\frac{v}{4} = \frac{\sigma_e b h^2}{2v}\frac{v}{4} = \frac{\sigma_e b h^2}{8}$$

Então, desde que passou pela posição da secção *B* até à secção *C* o momento flector já descarregou,

$$(M_d)_{BC} = M_B - M_C = \frac{\sigma_e b h^2}{4} - \frac{\sigma_e b h^2}{8} = \frac{\sigma_e b h^2}{8}$$

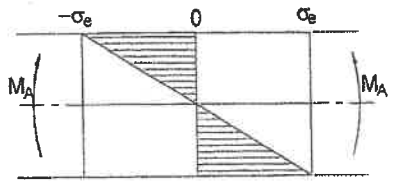
Deste modo, as tensões tangenciais que actuam neste instante na secção *C* serão obtidas subtraindo às tensões correspondentes ao momento de carga máximo, M_B, as que resultam do momento entretanto descarregado, $(M_d)_{BC}$.

Secção D

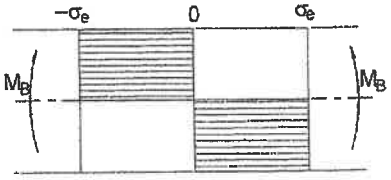
A secção *D* corresponde à altura em que todo o momento aplicado na secção *B* já foi descarregado, sendo, por isso, o momento aplicado nulo, $M_D = 0$ e, o momento descarregado entre as secções *B* e *D*, dado por,

$$(M_d)_{BD} = M_B - M_D = \frac{\sigma_e b h^2}{4} - 0 = \frac{\sigma_e b h^2}{4}$$

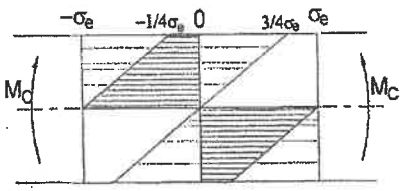
Este resultado corresponde a uma situação de equilíbrio sem momento flector exterior aplicado, o que significa que as tensões tangenciais resultantes da diferença entre o momento de carga e o de descarga serão as tensões residuais que ficarão a actuar na virola após calandragem. A figura seguinte apresenta os diagramas das tensões tangenciais para as secções analisadas.



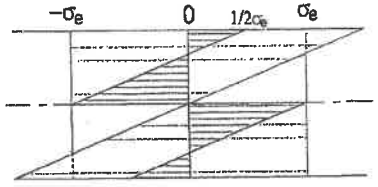
Secção *A*



Secção *B*



Secção *C*



Secção *D*

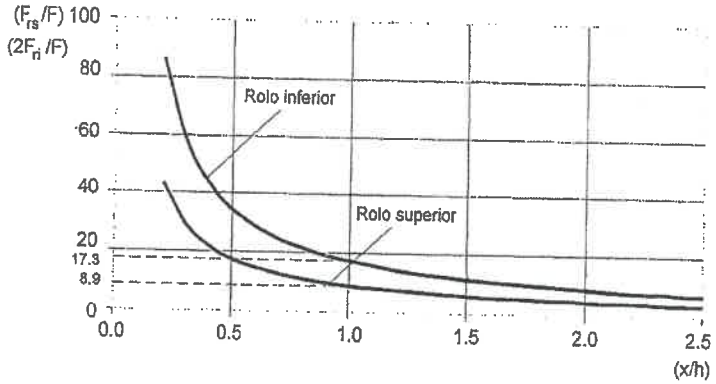
e) No caso da calandra dispor de capacidade de enformação das abas, viu-se que a força necessária a tal operação era dada pelas equações (19.46) e (19.47), respectivamente para o rolo superior e inferior. Então, neste caso a força no rolo inferior, adimensionalizada com a reacção do rolo durante a calandragem, será dada por,

$$\frac{F_{ri}}{(F/2)} = \frac{\sigma_e\, b h^2}{4x}\,\frac{2}{F} = \frac{353.600.8^2}{4.(x/h).8}\,\frac{2}{49100} = \frac{17.25}{(x/h)}$$

Por seu lado, a força no rolo superior, adimensionalizada com a força de calandragem, será dada por,

$$\frac{F_{rs}}{F} = \frac{F_{ri}}{F}\,\frac{v}{v-x} = \frac{17.25}{2}\,\frac{1}{(x/h)\left[1-(x/h)(h/v)\right]} = \frac{8.625}{(x/h)-0.029(x/h)^2}$$

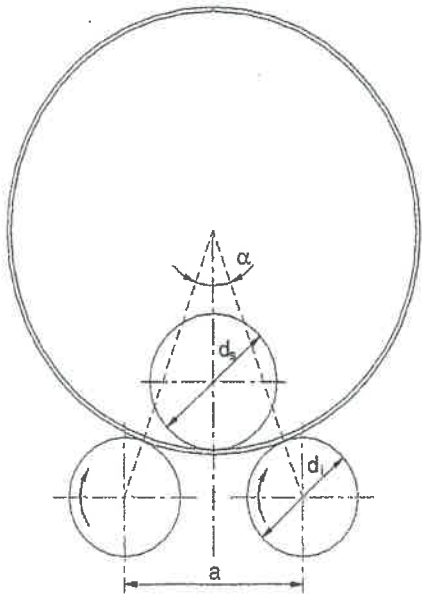
Na figura seguinte representa-se graficamente a evolução das forças de enformação das abas para os rolos superior e inferior. Da análise do gráfico, constata-se que à medida que o comprimento de dobragem da aba diminui as forças aumentam com um declive muito acentuado.

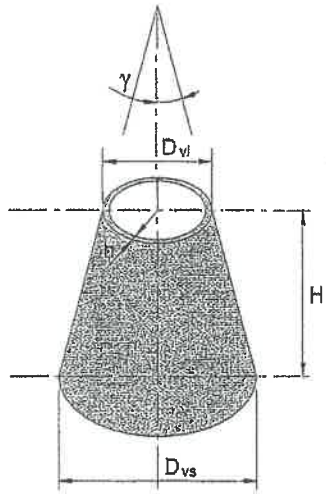


No caso da presente calandragem, verifica-se que a máquina não deverá ter capacidade para enformar as abas. De facto, se o comprimento de enformação das abas for da ordem de grandeza da espessura da chapa, $(x/h)=1$, as forças no rolo superior e no rolo inferior aumentam, respectivamente, de 8.9 e 17.3 vezes relativamente às forças de calandragem.

Problema 19.2

Pretende-se fabricar-se uma virola cónica numa calandra de 3 rolos do tipo piramidal. As características da calandra, as dimensões e geometria da virola, bem como as características mecânicas do material da virola encontram-se indicadas na figura seguinte.





Calandra
Tipo: 3 rolos piramidal
d_i=600 mm
d_s=700 mm
a=800 mm
v_R=4 m/min
μ=0.18
L=2500 mm
P=20 kW (Potência do motor)

Virola
Cónica
h=10 mm
D_{vi}=2500 mm
D_{vs}=3200 mm
H=2000 mm

Material da virola
σ_e=319 MPa
σ_R=477 MPa
e_R=33%
E=2.1x10^5 MPa

a) Determine a geometria e as dimensões da estampa plana.

b) Calcule os raios de calandragem e as respectivas profundidades de calandragem para cada um dos extremos da virola, considerando a recuperação elástica.

c) Determine o número de passagens necessárias ao fabrico da virola. Verifique, ainda, se haverá necessidade de se realizarem tratamentos térmicos intermédios.

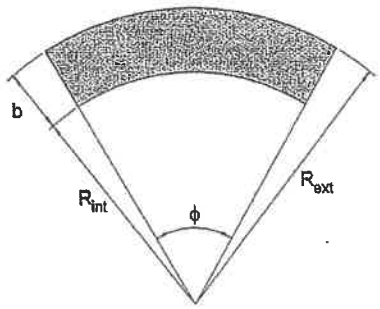
d) Determine a força de calandragem por unidade de comprimento para cada um dos extremos da virola. Estime o valor da força de calandragem e da potência necessária à realização da calandragem cónica.

e) Determine a distribuição das tensões residuais. Calcule o valor da tensão residual para as fibras exteriores da virola.

f) Calcule os parâmetros de regulação da calandra, designadamente as profundidades de calandragem e o ângulo de inclinação do rolo superior, necessários à realização da calandragem.

Resolução

a) De acordo com § 19.3.2 o planificado tem a geometria indicada na figura seguinte, enquanto que os raios do planificado serão calculados a partir da equação (19.44).



O ângulo de conicidade, γ, da superfície cónica será igual a,

$$\tan\gamma = \frac{R_{vs} - R_{vi}}{H} = \frac{1600 - 1250}{2000} = 0.175 \quad \Rightarrow \quad \gamma = 9.93°$$

e, o comprimento de calandragem (dimensão da geratriz da virola), é determinado através da seguinte expressão,

$$b = \frac{H}{\cos\gamma} = \frac{2000}{\cos 9.93} = 2030.4\,\text{mm}$$

Então, o raio exterior do planificado será,

$$R_{ext} = \frac{R_{vs}}{R_{vs} - R_{vi}} b = \frac{1600}{1600 - 1250} 2030.4 = 9281.8\,\text{mm}$$

e o raio interior,

$$R_{int} = R_{ext} - b = 9281.8 - 2030.4 = 7251.4\,\text{mm}$$

enquanto que o ângulo de abertura do planificado será igual a,

$$\phi = \frac{2\pi R_{vi}}{R_{int}} = \frac{2\pi R_{vs}}{R_{ext}} = \frac{2\pi 1250}{7251.4} = \frac{2\pi 1600}{9281.8} = 1.08 \quad \Rightarrow \quad \phi = 62.1°$$

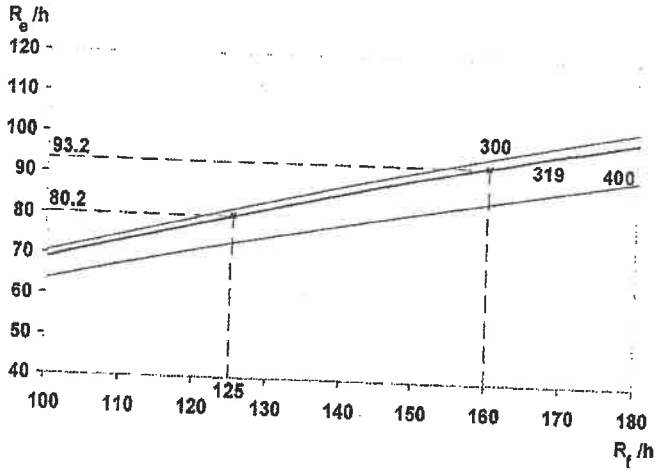
b) Comparando os raios de curvatura extremos da virola cónica com a espessura da chapa, verifica-se que para ambos o rácio é superior a 100. Este facto, só por si, indiciaria que o tipo de deformação da chapa seria do tipo elasto–plastico. Porém, devido ao efeito de mola, os raios de curvatura com que a chapa irá ser calandrada são efectivamente inferiores aos dos da virola e, por isso, deverá ser com base nesses raios de curvatura que se deve estabelecer o tipo de solicitação da chapa. Assim, admitindo que a solicitação é do tipo elasto–plástico pode usar-se a equação (19.28) ou o gráfico da figura 19.11 para se conhecer a ordem de grandeza dos raios de curvatura na operação de calandragem. O gráfico seguinte (ampliação do gráfico da figura 19.11), revela que para ambos os raios extremos da virola o raio de calandragem que compensa o efeito de mola é inferior a $100h$, levando a que se deva assumir que a solicitação é do tipo totalmente plástica.

Usando a equação (19.29) para determinar os raios de calandragem que compensam o efeito de mola de uma solicitação totalmente plástica, obtém-se,

$$R_{el} = \frac{R_{vi}}{1 + 3\frac{R_{vi}}{h}\frac{\sigma_e}{E}} = \frac{1250}{1 + 3\frac{1250}{10}\frac{319}{210000}} = 796.4\ \text{mm}$$

e, também,

$$R_{es} = \frac{R_{vs}}{1+3\frac{R_{vs}}{h}\frac{\sigma_e}{E}} = \frac{1600}{1+3\frac{1600}{10}\frac{319}{210000}} = 925.3 \text{ mm}$$



A profundidade de calandragem associada ao raio de curvatura de cada um dos extremos da virola cónica calcula-se a partir da equação (19.5), todavia, para o fazer é necessário determinar, para cada um dos casos, o ângulo de contacto da chapa nos rolos, o que pode ser feito através da equação (19.1),

$$\text{sen}\frac{\alpha_{ei}}{2} = \frac{a}{2\left(R_{ei}+\frac{d_j}{2}\right)} = \frac{800}{2(796.4+300)} = 0.36 \Rightarrow \alpha_{0i} = 42.8°$$

e,

$$\text{sen}\frac{\alpha_{es}}{2} = \frac{a}{2\left(R_{es}+\frac{d_j}{2}\right)} = \frac{800}{2(925.3+300)} = 0.33 \Rightarrow \alpha_{0s} = 38.1°$$

Em face do exposto, a profundidade de calandragem pode ser calculada por intermédio de,

$$p_{ci} = \left(R_{ei}+\frac{d_j}{2}\right)\left(1-\cos\frac{\alpha_{ei}}{2}\right) = (796.4+300)(1-\cos 21.4) = 75.6 \text{ mm}$$

e,

$$p_{cs} = \left(R_{es}+\frac{d_j}{2}\right)\left(1-\cos\frac{\alpha_{es}}{2}\right) = (925.3+300)(1-\cos 19.05) = 67.1 \text{ mm}$$

c) Para determinar o número de passagens, considera-se o raio de curvatura mais desfavorável da calandragem cónica e determina-se, a partir da equação (19.40), o valor do coeficiente de atrito, μ, necessário à operação. Comparando o valor assim obtido com o do coeficiente de atrito que se desenvolve na interface material da virola-rolos da calandra pode saber-se o número de passagens requerido para fabricar a virola. Porém, antes de efectuar tal verificação é necessário calcular a distância de contacto, v, entre os pontos de contacto da virola com os rolos inferiores. Este cálculo irá ser feito para os dois extremos da virola, recorrendo à equação (19.3),

$$v_i = \frac{R_{ei}}{R_{ei}+d_j/2}a = \frac{796.4}{796.4+300}800 = 581.1 \text{ mm}$$

$$v_s = \frac{R_{es}}{R_{es}+d_j/2}a = \frac{925.3}{925.3+300}800 = 604.1 \text{ mm}$$

Então, o coeficiente de atrito necessário à operação será,

$$\mu = \frac{v_i}{4}\left(\frac{1}{R_{ei}}-\frac{1}{\infty}\right) = \frac{581.1}{4\times 796.4} = 0.18 \leq 0.18$$

Atendendo a que o coeficiente de atrito calculado se refere ao raio de curvatura mais desfavorável da virola, pode admitir-se que o fabrico da virola é possível numa única operação de calandragem.

Para se decidir sobre a necessidade ou não de realizar tratamentos térmicos tem que se conhecer o valor máximo de extensão tangencial que se desenvolve na fibra exterior (ver § 19.2.4).

Assim, considerando de novo a secção mais desfavorável, a referida extensão pode calcular-se através da equação (19.10),

$$(e_\theta)_{max} = \frac{h}{2R_{ef}}\left(1-\frac{R_{ef}}{\infty}\right) = \frac{10}{2x796.4} = 6.3x10^{-3}$$

permitindo, o valor obtido, concluir que não será necessário efectuar qualquer tratamento térmico.

d) A força de calandragem é determinada a partir da equação (19.16), obtendo-se para cada um dos extremos da virola,

$$F_i = \frac{\sigma_e\, b\, h^2}{v_i} = \frac{319\,x\,10^2}{581.1} b = 54.9\,b \text{ N/mm}$$

$$F_s = \frac{\sigma_e\, b\, h^2}{v_s} = \frac{319\,x\,10^2}{604.1} b = 52.8\,b \text{ N/mm}$$

o que permite estimar o valor da força necessária à calandragem da virola cónica, através de,

$$F = \frac{F_i + F_s}{2} b = \frac{54.9+52.8}{2} 2030.4 = 109.3 \text{ kN}$$

Então, a potência de calandragem, considerando que os dois rolos inferiores são os motores, pode determinar-se através da equação (19.18),

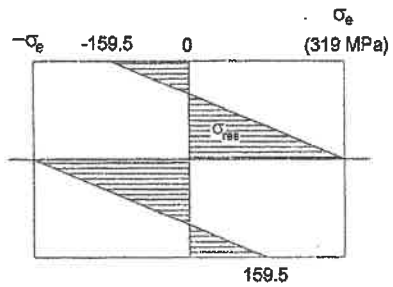
$$P = \mu\, F\, v_R = 0.18\,x\,109.3\,x\,4/60 = 1.3 \text{ kW}$$

e) Em face do exposto no § 19.2.7, a distribuição das tensões residuais pode ser obtida a partir da equação (19.33),

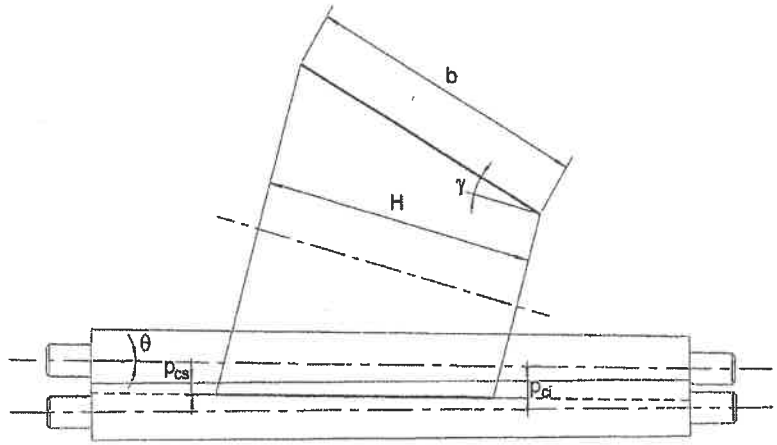
$$\sigma_{res} = \pm\sigma_e\left(1-3\frac{y}{h}\right)$$

em que o sinal '+' se aplica ao lado interior da chapa (compressão durante a flexão) e o sinal '-' para o lado exterior.

Deste modo, o valor das tensões residuais nas fibras exteriores serão $\pm 1/2\,\sigma_e = 159.5$ MPa, com os sinais em conformidade com o anterior referido. Por seu lado, a distribuição das tensões residuais será a que se apresenta na figura seguinte.



f) A regulação dos parâmetros da calandra para enformar uma virola cónica foi discutida no § 19.3.3, ilustrando-se o procedimento na figura seguinte.



Assim, para se determinar o ângulo de inclinação, θ, do rolo superior que se ajusta à enformação da superfície cónica é necessário conhecer as profundidades de calandragem

de cada um dos extremos da virola, o que já foi feito na alínea b), tendo-se obtido para os diâmetros inferior e superior da virola, respectivamente,

$$p_d = 75.6 \text{ mm}$$
$$p_{cs} = 67.1 \text{ mm}$$

Então, para determinar o ângulo de inclinação do rolo superior usa-se a equação (19.45),

$$\operatorname{sen}\theta = \frac{p_d - p_{cs}}{b} = \frac{75.6 - 67.1}{2030.4} \approx 4.2x10^{-3} \quad \Rightarrow \quad \theta = 0.24^\circ$$

Finalmente, deve referir-se que no posicionamento da chapa na calandra terá que se assegurar a profundidade de calandragem, para além da inclinação do rolo. Geralmente, esta operação é realizada enformando o raio de menor diâmetro da virola encostado a um dos extremos da calandra.

Bibliografia

1. André Júnior J. C., 'Tecnologia mecânica IV', AEIST, 1981.
2. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
3. Rodrigues J. M. C e Baptista R. M. S. O., Máquinas ferramenta – Parte I (Calandras), AEIST, 1997.
4. Bouheller C., Cintrage, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.

20. PERFILAGEM

20.1 Introdução

A perfilagem é um processo de deformação plástica, no qual uma chapa vai sendo progressivamente dobrada no sentido transversal, à medida que vai progredindo longitudinalmente por entre jogos sucessivos de rolos (figura 20.1).

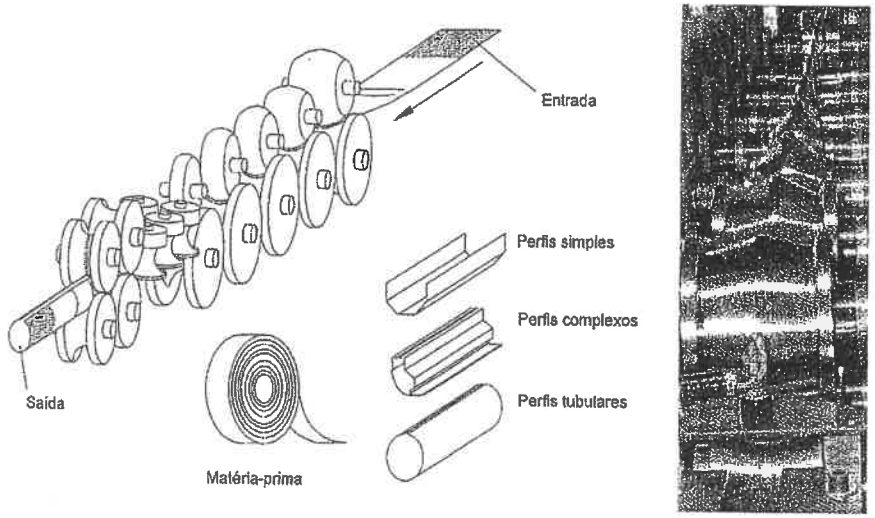


Figura 20.1 a) Representação esquemática de um trem de perfilagem utilizado no fabrico de um perfil tubular. Classificação dos diferentes tipos de perfis que podem ser fabricados por este processo tecnológico e b) detalhe de um trem de perfilagem industrial (cortesia da empresa Kolev Engineering Inc.).

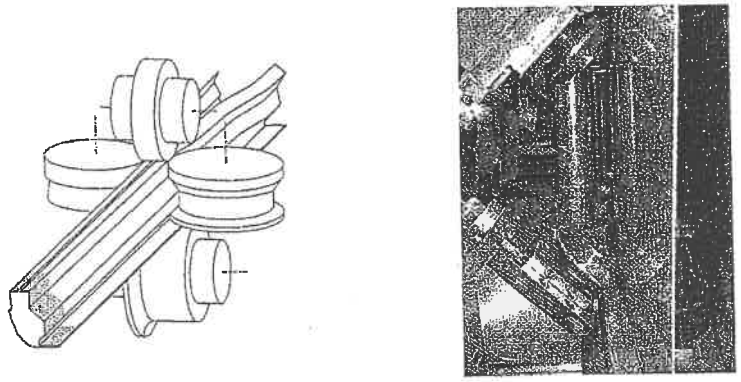
A perfilagem é um processo de fabrico muito apropriado à produção de grandes séries (geralmente acima das 75 000 a 100 000 unidades) de perfis metálicos, destinados a aplicações decorativas e estruturais quer para a indústria automóvel, aeronáutica, ferroviária e naval, quer para o fabrico de mobiliário metálico e para a construção civil (com especial incidência na habitação e nas auto-estradas). A perfilagem permite fabricar perfis usando a generalidade dos materiais metálicos de engenharia, dos quais se destacam, pela sua importância, os aços carbono, os aços inoxidáveis e as ligas de alumínio, de cobre e de titânio. Podem também ser perfiladas chapas pré-tratadas com revestimentos metálicos (por exemplo, chapas galvanizadas) e com revestimentos não-

metálicos (por exemplo, chapas pintadas e chapas revestidas com materiais poliméricos). Os factos expostos, e os que se incluem na tabela 20.I permitem compreender as vantagens e desvantagens deste processo relativamente a outras soluções de fabrico baseadas na extrusão ou na quinagem.

Perfilagem vs. extrusão
1) A perfilagem permite fabricar perfis (simples, complexos ou tubulares) numa gama muito diversificada de materiais metálicos (revestidos ou não-revestidos). A extrusão, pelo contrário, encontra-se quase exclusivamente limitada à produção industrial de perfis de alumínio.
2) A perfilagem realiza-se a frio, enquanto que a extrusão de perfis se processa a quente. O facto da deformação plástica se realizar a frio pode eliminar a necessidade de se realizarem tratamentos térmicos aos perfis e, desse modo, contribuir para que os consumos de energia sejam reduzidos.
3) A perfilagem permite eliminar as operações secundárias de furação, inserção de rótulos e de aplicação de revestimentos.
4) A perfilagem permite obter perfis com espessuras abaixo daquelas que são habitualmente produzidos por extrusão e com boas tolerâncias de fabrico. Apresentam-se a título indicativo algumas das tolerâncias de fabrico características da perfilagem: até ± 0.2 mm nas dimensões da secção transversal, até 1° nas dimensões angulares e até 1.5° de empeno por cada metro de comprimento.
5) A qualidade superficial final dos perfis fabricadas por perfilagem é muito boa, dispensando qualquer tipo de operações subsequentes de acabamento. Os contornos geométricos dos perfis ficam sempre muito bem definidos e a sua superfície não apresenta os habituais riscos provocados pelas ferramentas de extrusão.
6) A perfilagem permite fabricar perfis com larguras superiores aos que são produzidos por extrusão, embora a largura típica das chapas à entrada das linhas de produção seja geralmente inferior a 500 mm.
7) A perfilagem é extremamente versátil para fabricar perfis de comprimento variável, na medida em que a matéria-prima pode ser fornecida sob a forma de chapa pré-cortada ou de chapa enrolada em bobina.
8) A concepção e o projecto de uma linha de produção para o fabrico de um determinado perfil deve ser efectuado por engenheiros e técnicos especializados. Na extrusão passa-se exactamente o mesmo.
Perfilagem vs. quinagem
1) A perfilagem permite fabricar perfis (simples, complexos ou tubulares) com velocidades de produção que geralmente variam entre os 50 e os 100 mm/s. A quinagem, pelo contrário, é um processo bastante mais lento que faz intervir operações de fabrico intermédias
2) A perfilagem permite fabricar perfis de uma forma totalmente automática. A utilização de mão-de-obra é escassa, na medida em que apenas existe necessidade de providenciar a alimentação das bobinas de chapa e de efectuar a armazenagem dos perfis que vão sendo continuamente produzidos. A quinagem, pelo contrário, exige o posicionamento e manipulação da chapa entre as diferentes operações intermédias e a armazenagem final dos perfis.
3) A perfilagem permite introduzir fases para eliminar rebarbas localizadas no bordo das chapas, suprimindo, desta forma, os riscos de acidentes associados à manipulação dos perfis.
4) A concepção e o projecto de uma linha de produção para o fabrico de um determinado perfil deve ser efectuado por engenheiros e técnicos especializados. A quinagem é, sob este aspecto, bastante menos exigente.
5) Os rolos dos trens de perfis são geralmente fabricados a partir de aços ferramenta para trabalho a frio, temperáveis no óleo (ver tabela 14.VI do § 14.3.5), podendo produzir alguns milhares de quilómetros de perfil antes de terem que ser substituídos, desde que a manutenção da linha de produção seja adequada. Contudo, como alguns destes rolos são componentes mecânicos delicados e de elevada precisão, pode afirmar-se que a perfilagem é mais susceptível a avarias do que a quinagem.

Tabela 20.I Vantagens e desvantagens da perfilagem relativamente a outros processos de fabrico alternativos.

A grande versatilidade da perfilagem viabiliza ainda o fabrico de perfis complexos a partir de duas bobinas de chapa, contendo matérias-primas distintas. De facto, a principal exigência do processo diz respeito apenas à ductilidade da matéria-prima, que deverá ser a adequada às operações de dobragem que vai sofrendo entre os sucessivos jogos de rolos. O número de rolos a utilizar depende, entre outros factores, da complexidade geométrica do perfil que se pretende fabricar. Perfis complexos envolvem a utilização de mais rolos, geralmente com eixos de rotação situados em planos diferentes (figura 20.2).



(a) (b)

Figura 20.2 a) Representação esquemática da última fase do processo de fabrico de um perfil estrutural com geometria complexa (Adaptado da referência [7]) e b) detalhe de um trem de perfilagem vertical industrial, mostrando rolos a trabalhar em planos diferentes (cortesia da empresa Kolev Engineering Inc.).

20.2 Concepção e projecto de perfis

20.2.1 Diagramas de flor

A concepção e projecto de um perfil exigem que sejam estabelecidas o número de fases (ou passos) intermédias de dobragem e definidas as geometrias dos rolos que se encontram associados a cada uma dessas fases.

A figura 20.3 exemplifica o que se acabou de afirmar, mostrando as 4 fases que são habitualmente utilizadas no fabrico de um perfil em forma de '*U*', enquanto que a figura 20.4 apresenta uma perspectiva da evolução da geometria da chapa entre as diferentes fases do processo de fabrico. Como a dobragem da chapa se efectua de uma forma progressiva é lícito admitir-se que não existe praticamente variação da sua secção transversal.

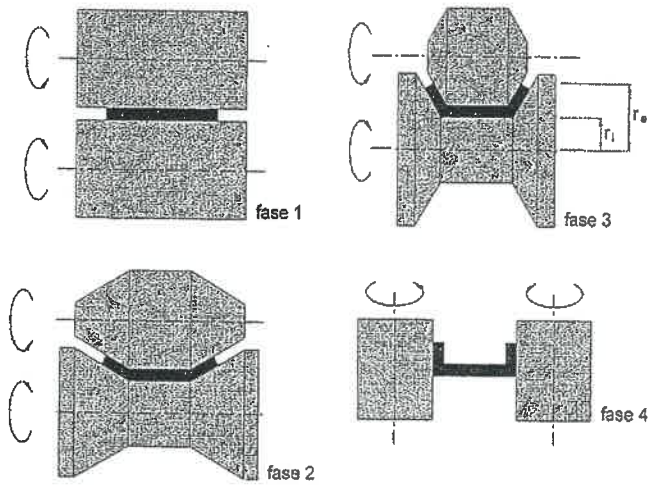


Figura 20.3 Conjuntos de rolos utilizados no fabrico de um perfil em forma de '*U*'.

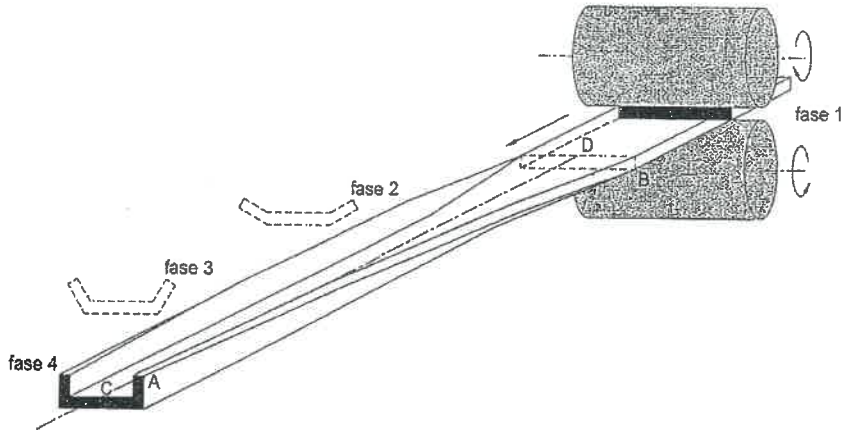


Figura 20.4 Representação em perspectiva da geometria da chapa ao longo das diferentes fases do fabrico de um perfil em forma de '*U*'.

A principal ferramenta utilizada na concepção e projecto de perfis é o chamado diagrama de flor (ver figura 20.5). Este diagrama, construído com a sobreposição da

geometria da chapa em cada uma das fases de perfilagem, é fundamental para analisar a evolução da deformação da chapa ao longo dos rolos e contribui para estabelecer uma sequência de fabrico com o escoamento de material mais adequado do primeiro ao último rolo do trem de perfilagem. Os diagramas de flor permitem igualmente controlar as dimensões parciais que a chapa vai tomando ao longo de cada uma das fases intermédias do processo de fabrico.

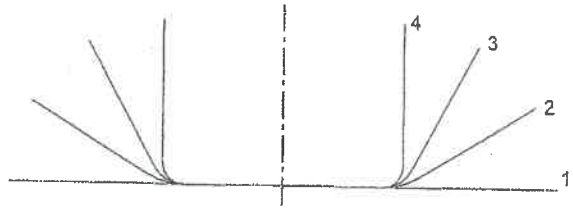


Figura 20.5 Diagrama de flor obtido por justaposição das diferentes fases intermédias usadas no fabrico do perfil em forma de 'U' representado nas figuras 20.3 e 20.4.

Analisando a secção transversal de uma peça perfilada em cada passo da perfilagem, consegue-se identificar dois tipos de troços distintos; os rectos e os curvilíneos. A figura 20.6 mostra para o perfil em forma de '*U*' que tem vindo a ser analisado os troços rectos e curvilíneos para a última fase da perfilagem. Os troços rectos não variam de comprimento e apenas efectuam rotações de corpo rígido, enquanto que os troços curvilíneos variam de comprimento ao longo do percurso total de perfilagem.

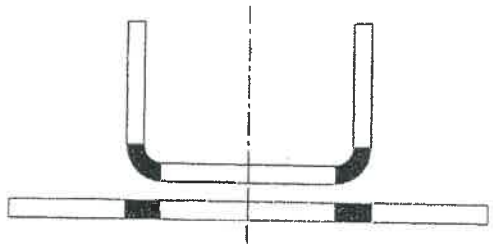


Figura 20.6 Secção transversal da chapa e do perfil em forma de '*U*'.

Os troços curvilíneos que se encontram assinalados na figura 20.6 podem ser estudados com base na teoria da flexão em domínio plástico que foi exposta ao longo do *Capítulo 13*.

Existem basicamente três procedimentos distintos para efectuar o desenvolvimento dos troços curvilíneos:

1) *A técnica do arco constante* - em que o ângulo total de dobragem do troço curvilíneo é repartido pelo número de fases intermédias (ver problema 20.1).

2) *A técnica do raio constante* - em que o planificado do troço curvilíneo, obtido através do conhecimento da posição da linha neutra, é subdividido em partes iguais e cada uma delas dobrada de um ângulo que resulta da repartição do ângulo total de dobragem pelo número de fases intermédias.

3) *Técnica mista* – envolvendo uma combinação das duas técnicas anteriores.

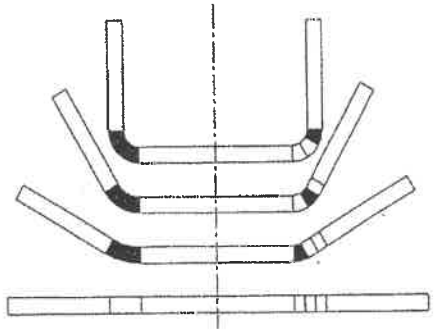


Figura 20.7 Desenvolvimento de troços curvilíneos aplicando as técnicas do arco constante (esquerda) e do raio constante (direita).

Um outro aspecto que interessa ter em consideração durante a concepção e o projecto das operações de perfilagem é o da compatibilização entre os alongamentos longitudinais e os das extremidades das chapas. De facto, as diversas trajectórias que as fibras longitudinais da chapa seguem levam a que o material sofra diferentes alongamentos e diferentes esforços de flexão, veja-se, por exemplo na figura 20.8, o que se passa em *AB* e *CD*, com *AB*>*CD*. Deste facto, resultam diversos estados de tensão no interior da chapa, os quais fazem geralmente intervir as seguintes componentes (para tornar a apresentação mais geral optou-se por representar as tensões num sistema de eixos cilíndrico, $r\,\theta\,z$, ver § 13.4.1):

1) Tensões normais σ_z provocadas pelo alongamento longitudinal da extremidade da chapa.

2) Tensões normais $p = \sigma_r$ resultantes do contacto da chapa com os rolos.

3) Tensões normais σ_θ (de compressão na metade superior da espessura e de tracção na metade inferior), originadas pela dobragem progressiva das abas.

4) Tensões de corte τ_f derivadas do atrito que se desenvolve entre a chapa e a superfície dos rolos. Estas tensões devem reflectir as diferenças de velocidade que se verificam ao longo das superfícies de contacto (nas direcções θ e z).

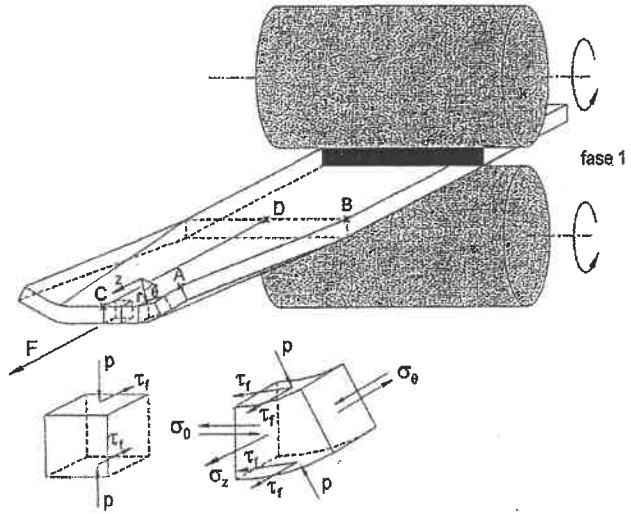


Figura 20.8 Estados de tensão característicos da perfilagem.

A concepção e o projecto das fases intermédias devem ser efectuados preferencialmente por projectistas com bastante experiência. Na verdade, o projecto de um componente obtido por perfilagem faz intervir em simultâneo aspectos de natureza técnica, com regras empíricas e até mesmo artísticas. Trata-se de um processo de fabrico extremamente complexo e para o qual existe, comparativamente com outros processos tecnológicos de deformação plástica, muito pouca informação técnica disponível. De qualquer modo existem algumas regras básicas de projecto que devem ser tidas em consideração pelos projectistas:

1) Os perfis não devem ser muito profundos/altos. Perfis muito altos exigem máquinas maiores, rolos maiores e mais fases de dobragem fazendo aumentar os custos de produção.

2) Os perfis devem possuir espessura uniforme ao longo da secção transversal, uma vez que a matéria-prima utilizada para o seu fabrico é fornecida sob a forma de chapa.

3) Sempre que os perfis possuam zonas planas de dimensão muito superior às restantes deve-se, sempre que possível, incorporar pequenas nervuras na extremidade da chapa de modo a aumentar a sua rigidez e a ajudar a manter a planeza. Caso contrário, a chapa pode empenar e/ou ondular entre rolos sucessivos.

4) Os furos e recortes efectuados antes da perfilagem devem ser reduzidos a um mínimo indispensável e devem estar suficientemente afastados das regiões de dobragem, de modo a que não sofram demasiadas distorções. A presença de furos e recortes em regiões de dobragem pode fazer aumentar o número total de fases de perfilagem.

5) Os raios de curvatura das peças perfiladas e das secções transversais correspondentes a cada uma das fases intermédias devem ser tão grandes quanto possível. As peças devem, sempre que possível, possuir um eixo de simetria de modo a evitarem-se torções e desalinhamentos no produto final.

6) A especificação de tolerâncias de fabrico muito apertadas pode exigir mais fases de dobragem e a utilização de equipamentos de melhor qualidade.

7) Os perfis fabricados a partir de chapa de alumínio, de cobre e de aço revestido devem ser enformados de uma forma mais cuidada, de modo a evitar-se o aparecimento de riscos superficiais. Consequentemente, é frequente este tipo de chapas exigir um número superior de fases de dobragem.

8) Diferenças de alongamento longitudinal muito significativas ao longo da secção transversal da chapa são geralmente responsáveis por heterogeneidades segundo a largura da chapa e podem estar na origem de defeitos geométricos nos perfis.

A perfilagem permite fabricar perfis abertos ou fechados. Quando se pretende fabricar um perfil fechado podem ser utilizados diferentes métodos para ligar as duas extremidades, dos quais se destacam; a soldadura por resistência, indução (ver figura 20.9) ou laser CO_2 e a união por encravamento mecânico (ver figura 20.10).

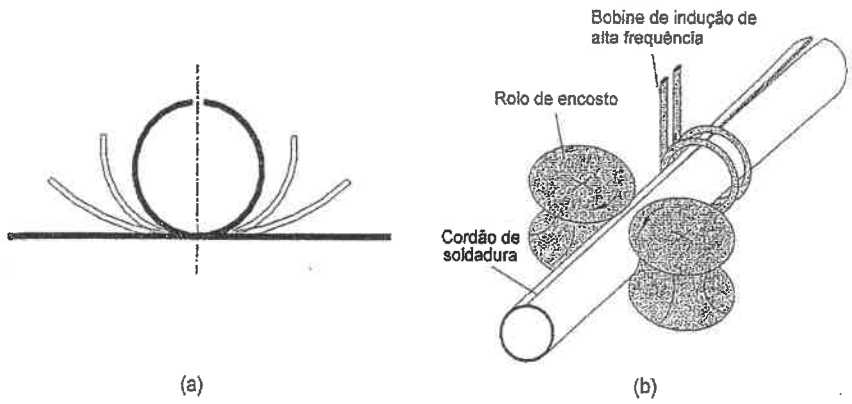


Figura 20.9 a) Diagrama de flor contendo as principais sequências de dobragem usadas no fabrico de tubos com costura (utilizados, por exemplo, nos escapes dos veículos automóveis) e b) ligação entre as extremidades do tubo através de soldadura por alta-frequência. Esta operação desenrola-se a jusante da última fase do trem de perfilagem que se encontra representado na figura 20.1.

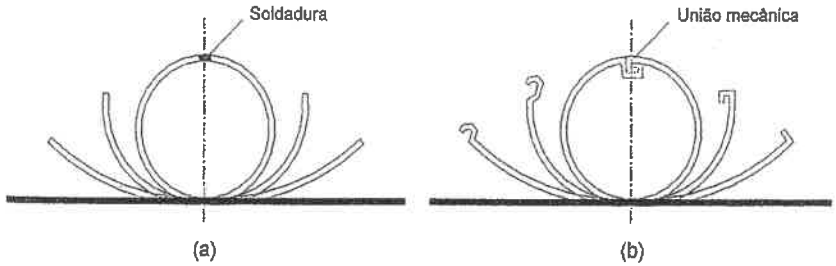


Figura 20.10 Fabrico de tubos por perfilagem; a) diagrama de flor correspondente ao fabrico de tubos soldados e b) diagrama de flor correspondente ao fabrico de tubos com extremidades unidas por encravamento mecânico.

20.2.2 Força e energia

Uma das principais características da perfilagem é a presença de quantidades significativas de trabalho redundante e de atrito. Atente-se, por exemplo, na dobragem provisória ao longo de *AB*, que se mostra na figura 20.11, a qual não existe na peça final,

bem como no escorregamento que existe entre o rolo e as faces laterais da chapa, durante a dobragem da aba na fase 3 (ver figura 20.12 a)). Este último efeito deve-se ao facto das velocidades tangenciais crescerem linearmente com o valor do raio do rolo, r, do perímetro menor, $2\pi r_i$, para o maior, $2\pi r_e$.

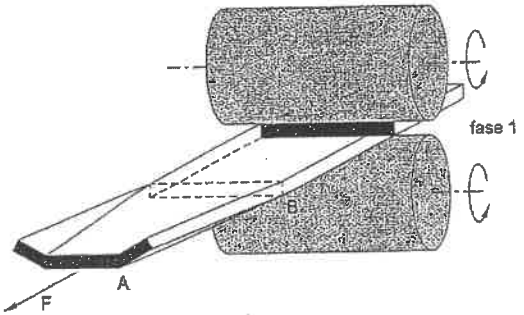


Figura 20.11 Deformação redundante associada à dobragem da chapa entre as fases 1 e 2, durante o fabrico de um perfil em forma de 'U'

É possível reduzir o trabalho redundante e o de atrito utilizando um número maior de jogos de rolos e introduzindo um desenho adequado para cada um deles. A figura 20.12 b) apresenta um modo expedito de reduzir o trabalho de atrito na fase 3, bastando, para tal, eliminar as partes cónicas dos rolos e introduzir um segundo conjunto de rolos com um diâmetro e velocidade de rotação compatível com a das paredes laterais do perfil.

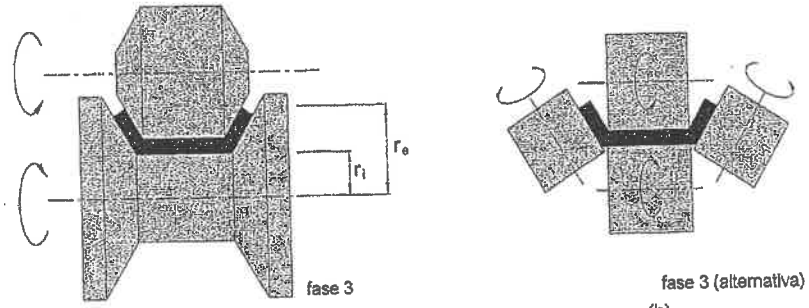


Figura 20.12 a) Representação esquemática da fase 3 e de b) uma fase 3 alternativa, destinada a minimizar o trabalho de atrito da chapa na superfície dos rolos.

O trabalho ideal, W_i, necessário para efectuar as duas dobragens a 90º (nos cantos do perfil em forma de 'U') ao longo de um comprimento da chapa, b, pode ser calculado através de,

$$W_i = 2\,M_p\,\frac{\pi}{2} \quad \text{com} \quad M_p = \sigma_e\,\frac{bh^2}{4} \tag{20.1}$$

em que h é a espessura da chapa e M_p o momento plástico. O trabalho correspondente à força de tracção F que o trem de laminagem tem que aplicar na direcção longitudinal (de avanço) da chapa para realizar o trabalho de dobragem é dado por,

$$W_{ext} = F\,b \tag{20.2}$$

Então, igualando as duas expressões anteriores obtém-se uma expressão válida para o cálculo da força de tracção, F, que deverá ser aplicada pelo trem de laminagem na execução das duas dobragens a 90º nos cantos de um perfil em forma de 'U',

$$F = K \cdot \frac{\pi}{4}\sigma_e\,h^2 \tag{20.3}$$

em que K destina-se a corrigir o valor da força ideal, de modo a que tanto o atrito, como o trabalho redundante possam ser contabilizados. De notar que o anterior cálculo foi efectuado para um ângulo de dobragem de 90º, todavia o mesmo raciocínio poderá ser usado para estimar o valor da força de tracção a aplicar pelo trem de perfilagem para um ângulo arbitrário α.

20.2.3 Lubrificação

A utilização de lubrificação na perfilagem contribui para melhorar o acabamento dos perfis, para prolongar a vida dos rolos e para evitar o sobreaquecimento da chapa e dos rolos. O sobreaquecimento dos rolos diminui-lhes a vida útil, enquanto que o sobreaquecimento da chapa pode provocar empenos e, desta forma, exigir a realização de operações secundárias de endireitamento dos perfis.

Utilizam-se sobretudo lubrificantes aquosos. Embora a água seja um mau lubrificante, pode ser utilizada como base para agregar substâncias com propriedades lubrificantes e, assim, poder combinar o seu excelente poder refrigerante com características lubrificantes. Estes fluidos lubrificantes (emulsões) são preparados a partir de gotículas de óleo em suspensão na água numa proporção geralmente de 1/12.

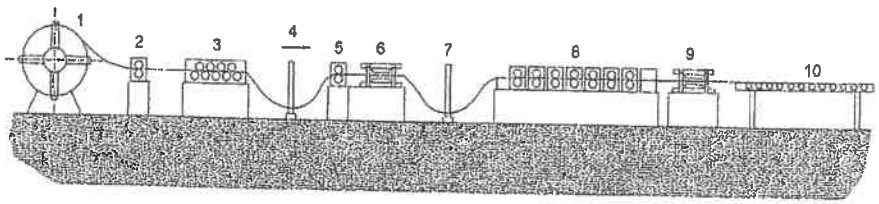
Existem porém algumas aplicações que não permitem a utilização de lubrificantes, caso por exemplo do fabrico de perfis a partir de chapas pintadas ou revestidas (por

exemplo, com vinil e outros revestimentos orgânicos). Também não é aconselhável utilizar lubrificantes sempre que a perfilagem envolva geometrias complexas que possam eventualmente aprisionar o lubrificante.

20.3 Linhas de produção de perfis

O custo inicial de um trem de perfilagem é muito semelhante ao de uma ferramenta progressiva que envolva estações de estampagem, dobragem e corte. Contudo, podem obter-se ganhos financeiros muito significativos sempre que se conseguir integrar rolos já existentes no fabrico de novos perfis. Exige-se para tal que sejam criadas nas empresas bases de dados que disponham das características mecânicas e geométricas e do historial de utilização de todos os rolos existentes em stock.

A figura 20.13 apresenta os principais elementos constituintes de uma linha de produção de perfis metálicos. A chapa é continuamente desenrolada de uma bobina (1) através dos alimentadores (5) e endireitada numa fieira (3) que se encontra posicionada a montante do trem de perfilagem (8). As prensas e as ferramentas (6 e 9) dispostas na linha de fabrico destinam-se a efectuar furos e/ou a inserir rótulos e legendas na chapa antes e após esta ter sido perfilada e a separar a banda metálica em peças individuais (9). As peças individuais terminam o seu ciclo de fabrico sobre uma mesa de roletes (10), sendo daí removidas de um modo manual ou automático.



Legenda:

1. Bobina de chapa
2. Detector de fim de chapa
3. Endireitador de chapa (fieira)
4. Controlador do alimentador de chapa
5. Alimentador de chapa
6. Prensa/ferramenta colocada a montante do trem de perfilagem
7. Controlador do alimentador de chapa
8. Trem de laminagem
9. Prensa/ferramenta colocada a jusante do trem de perfilagem
10. Mesa

Figura 20.13 Representação esquemática de uma linha de produção de produtos perfilados.

É habitual existirem na linha de produção dispositivos que controlam a alimentação de chapa e que impedem que esta seja alimentada em excesso ou em quantidade

insuficiente (4 e 7) e dispositivos destinados a detectar o final da banda metálica da bobine (2). Podem ainda existir à saída do trem de perfilagem unidades complementares destinadas, por exemplo, a operações de soldadura e de lavagem (para a remoção do lubrificante).

A realização de furos a montante da zona de perfilagem apenas deverá ser efectuada quando se torna impossível, ou pouco prático, efectuá-los após a chapa ter adquirido a sua forma final (ver figura 20.14).

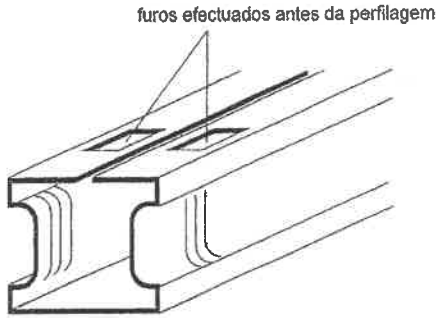
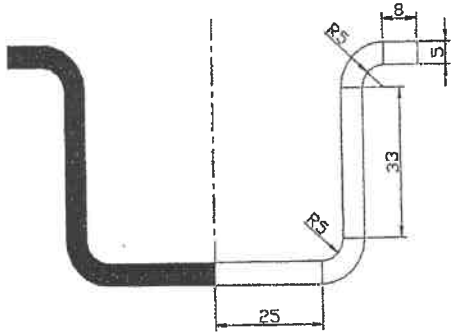


Figura 20.14 Perfil com furos efectuados a montante da operação de perfilagem

20.4 Problemas

Problema 20.1

Pretende-se fabricar por perfilagem o perfil cuja secção transversal se encontra representada na figura.



O material da chapa é um aço carbono AISI 1020 com as seguintes propriedades mecânicas:

E (GPa)	σ_e (MPa)	σ_r (MPa)	e_r (%)	q (%)	HB (kg/mm^2)
207	330	448	36	59	143

Admita que o perfil é fabricado em 6 fases e que o projecto de cada uma destas fases é efectuado com base na técnica de arco constante.

1) Calcule a dimensão da estampa plana (planificado da secção transversal do perfil).
2) Calcule os raios de dobragem para cada uma das fases.
3) Esboce o par de rolos utilizados na segunda fase e proceda ao dimensionamento do rolo inferior.
4) Represente o diagrama de flor associado a esta operação de perfilagem.

Resolução

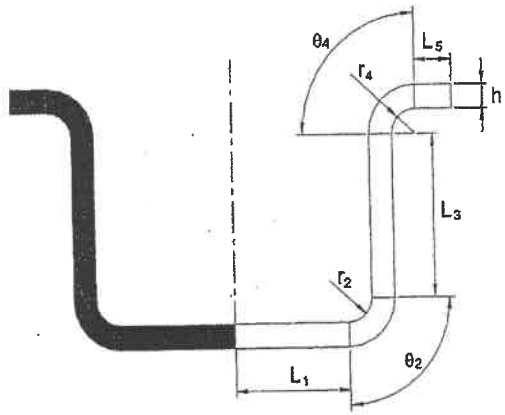
a) O cálculo da estampa plana efectua-se de acordo com a equação (18.1) utilizada no estudo da quinagem (ver também problema 18.1 do *Capitulo 18*),

$$L = L_1 + 2\pi\frac{\theta_2}{360}\left(r_2 + \frac{h}{2}k\right) + L_3 + 2\pi\frac{\theta_4}{360}\left(r_4 + \frac{h}{2}k\right) + L_5$$

com,

$$k = 0.65 + \frac{1}{2}\log\frac{r_i}{h} \quad \text{se} \quad \frac{r_i}{h} \le 5$$

em que h é a espessura e θ_2, θ_4, r_2, r_4, L_1, L_3 e L_5 encontram-se representados na figura seguinte.



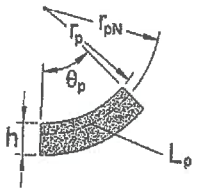
Substituindo cada uma das variáveis em conformidade com a geometria da peça e tendo em consideração os valores dos ângulos de dobragem. $\theta_2 = \theta_4 = 90°$, obtém-se (o cálculo que se apresenta corresponde apenas a metade da secção transversal do perfil),

$$L = 25 + 2\pi\frac{90}{360}\left(5 + \frac{5}{2}\times 0.65\right) + 33 + 2\pi\frac{90}{360}\left(5 + \frac{5}{2}\times 0.65\right) + 8 \cong 86.81\,\text{mm}$$

uma vez que,

$$k = 0.65 + \frac{1}{2}\times\log\frac{5}{5} \cong 0.65$$

b) Para calcular os raios de dobragem de cada uma das fases, começa-se por representar uma dobragem correspondente a uma fase genérica designada por '*p*',



Utilizando a expressão correspondente à posição da linha neutra, r_{pN},

$$r_{pN} = r_p + \frac{h}{2}k$$

pode-se determinar o valor do raio de dobragem, r_p, a utilizar na fase 'p'. Sendo cada uma das diferentes fases concebida com base na técnica de arco constante, o raio de dobragem de cada uma das fases será dado por,

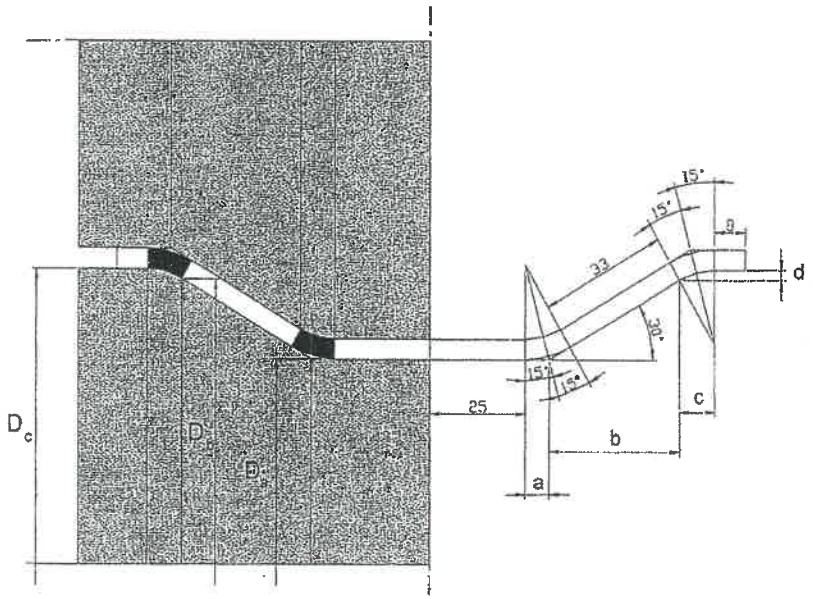
$$r_p = \frac{L_p}{\theta_p}\frac{360}{2\pi} - \frac{h}{2}k$$

em que L_p representa o comprimento da linha neutra correspondente à dobragem, θ_p, (ver figura anterior).

A tabela seguinte apresenta os raios de dobragem correspondentes a cada uma das 6 fases que foram utilizadas para produzir o perfil pretendido. Resta acrescentar que os raios utilizados nas zonas '2' e '4' do perfil são idênticos.

Número da fase *p*	Ângulo de dobragem da fase	Ângulo de dobragem acumulado, θ_p	Raio de dobragem r_p (mm)
1	15°	15°	38.125
2	15°	30°	18.25
3	15°	45°	11.625
4	15°	60°	8.313
5	15°	75°	6.325
6	15°	90°	5.0

c) A geometria dos rolos utilizados na segunda fase do trem de perfilagem encontra-se representada na figura seguinte.



As dimensões *a*, *b*, *c* e *d* que se encontram representadas na figura são calculadas da forma a seguir indicada;

$$a = (r_2 + h)\tan 15 = (18.25 + 5)\tan 15 = 6.230 \text{ mm}$$

$$b = (33 + a)\cos 30 = (33 + 6.230)\cos 30 = 33.97 \text{ mm}$$

$$c = r_2 \operatorname{sen} 30 = 18.25 \operatorname{sen} 30 = 9.13 \text{ mm}$$

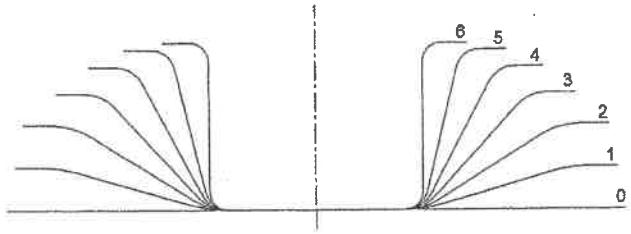
$$d = r_2 - r_2 \cos 30 = 18.25 - 18.25 \cos 30 = 2.45 \text{ mm}$$

Os diâmetros D_b e D_c do rolo inferior são determinados a partir do valor do diâmetro D_a da forma que se seguida se indicada,

$$D_b = D_a + 2 \cdot b \tan 30$$

$$D_c = D_b + 2 \cdot d$$

d) O diagrama de flor que resulta desta operação de perfilagem encontra-se representado na figura seguinte,



Bibliografia

1. André Junior J. C., Tecnologia Mecânica IV, AEIST, 1981.
2. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
3. Halmos G. and Dobrev A., Roll Design, Delta Engineering, 1993.
4. Bertrandie J. J., Profilage, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.
5. Sedlmaier A. and Tann J., Roll forming simulation avoids production problems, Forming and Fabricating, 7, 1, 2000.
6. Automotive steel design manual, American Iron and Steel Institute, 2002.
7. Sedlmaier A., Integrated quality management in the design and production process of longitudinal welded tubes, 235, Tube VeraCruz 2003.
8. Handbook of custom roll forming, Precision Metalforming Association, 2004.
9. Kolev D., Roll Forming. General overview , Kolev Engineering Inc., 2004.

21. DEFORMAÇÃO PLÁSTICA INCREMENTAL

21.1 Introdução

Os processos de deformação plástica incremental têm vindo a ter um desenvolvimento crescente, uma vez que as suas características se adequam muito bem a algumas das novas exigências do mercado, como sejam o fabrico rápido de protótipos, a produção de pequenas séries de fabrico ou à produção de peças que, por possuírem uma complexidade geométrica elevada, seriam muito difíceis, ou até mesmo impossíveis, de obter por intermédio de tecnologias de deformação plástica convencionais.

Este capítulo apresenta os fundamentos teóricos, os parâmetros operatórios, as ferramentas, os equipamentos, e as aplicações industriais características dos principais processos de deformação plástica incremental - o *fluo-torneamento*, *a estampagem incremental*, *a enformação por 'estancação'* e a *enformação com calores* -.

O fluo-torneamento e a estampagem incremental têm a particularidade de serem realizados em máquinas-ferramenta com características muito semelhantes às que são utilizadas nos processos de corte por arranque de apara, podendo mesmo, em alguns casos, a deformação plástica incremental de chapa ser realizada nestas máquinas-ferramenta, desde que convenientemente adaptadas para esse fim. No caso do fluo-torneamento as máquinas ferramenta usadas são similares aos tornos e destina-se ao fabrico de peças axisimétricas, enquanto que no caso da estampagem incremental as máquinas-ferramenta apresentam características muito semelhantes às dos centros de maquinagem CNC, permitindo fabricar peças tridimensionais de geometria complexa.

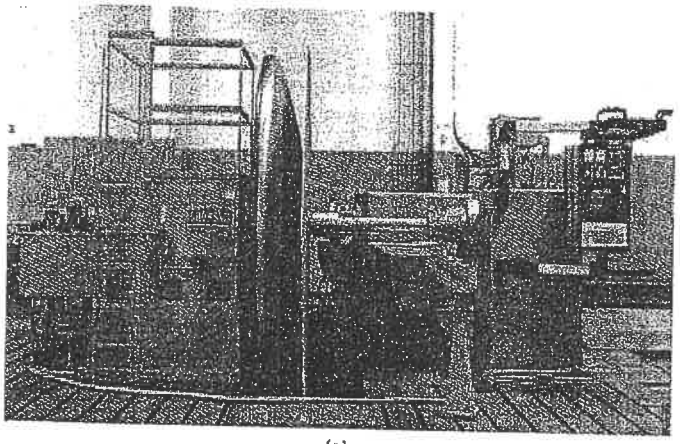
A enformação por 'estancação' permite fabricar peças a partir de chapa, perfil ou tubo e pode igualmente ser utilizada para reparar e corrigir formas geométricas de peças fabricadas por intermédio de outros processos tecnológicos.

A enformação com calores é muito utilizada na deformação de grandes superfícies de chapa onde os processos convencionais de deformação plástica são muito difíceis, ou mesmo impossíveis, de serem utilizados.

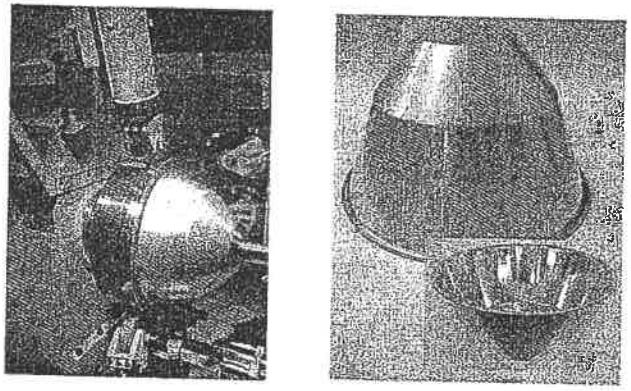
21.1 Fluo-torneamento

O fluo-torneamento é um processo tecnológico destinado fundamentalmente ao fabrico de peças axisimétricas, semelhantes às que habitualmente se produzem por estampagem cilíndrica profunda. A operação básica de fluo-torneamente consiste em fixar um disco de chapa na extremidade de um mandril rotativo, com a forma desejada para o interior da peça, e deformá-lo de encontra o mandril através da acção de roletes compressores ou ferramentas rígidas (ver figura 21.1). Os roletes compressores e as ferramentas exercem pressões elevadas sobre o material, provocando deformação plástica localizada (com algumas semelhanças a uma compressão localizada). Em

consequência, o material é forçado a escoar pela região compreendida entre o mandril e o rolete compressor, sendo este escoamento acompanhado por uma redução de espessura da peça, facto que é, sem dúvida, um dos fenómenos mais importantes das operações de fluo-torneamento. A redução de espessura apenas assume uma importância menor nos casos em que as operações de fluo-torneamento se caracterizem por esforços dominantes de flexão.



(a)



(b)

Figura 21.1 Fabrico de peças por fluo-torneamento (cortesia da empresa Leifeld GmBH). a) fundo copado de grandes dimensões e b) reflector.

O fluo-torneamento pode ser realizado a quente ou a frio, sendo a escolha da temperatura de trabalho dependente fundamentalmente dos materiais utilizados e das dimensões e geometrias das peças que se pretendem fabricar. As máquinas ferramenta utilizadas neste processo tecnológico são semelhantes a tornos, embora apresentem algumas particularidades e acessórios específicos para a realização de operações de fluo-torneamento.

O fluo-torneamento é particularmente adequado para o fabrico de peças com geometrias cónicas e curvilíneas de pequenas, médias e grandes dimensões, na medida em que este tipo de geometrias é habitualmente muito difícil e muito pouco económico de ser realizado através de outros processos tecnológicos.

As principais características que tornam este processo adequado ao fabrico de peças metálicas são as seguintes:

1) O fluo-torneamento permite fabricar peças axisimétricas com diâmetros compreendidos entre 15 e 5000 mm e com espessuras variáveis na gama de 1 a 5 mm . O fabrico de peças com espessuras inferiores encontra-se limitado a um valor mínimo recomendado de 0.15 mm .

2) As peças fabricadas por fluo-tornamento possuem excelente precisão dimensional (indicam-se como ordem de grandeza os valores de ±0.1 mm em diâmetro, e ±0.01 mm em espessura), e muito bom acabamento superficial dispensando, na generalidade dos casos, qualquer tipo de operação secundária.

3) As características mecânicas do material fluo-torneado a frio vêm substancialmente melhoradas em consequência do encruamento decorrente da deformação plástica. Muitas vezes, este facto permite suprimir eventuais tratamentos térmicos sobre a peça final.

4) O fluo-torneamento é aplicável a uma gama muito variada de materiais metálicos, dos quais se destacam os aços, as ligas de alumínio, de cobre e de titânio.

5) Os esforços mecânicos aplicados pelas ferramentas e pelos roletes são consideravelmente inferiores aos que teriam de ser aplicados caso fossem utilizados outros processos tecnológicos no fabrico das mesmas peças. Esta característica do fluo-torneamento, que deriva do facto da deformação plástica ser localizada, abre a possibilidade de se poderem fabricar peças de grandes dimensões com máquinas ferramenta de média e baixa potências.

6) A redução de espessura das peças fluo-torneadas pode ser muito elevada (em casos extremos pode atingir cerca de 50% do valor inicial). Este facto contribui para a redução do número de operações intermédias indispensáveis ao fabrico de uma peça fluo-torneada.

Os processos tecnológicos de fluo-torneamento são habitualmente classificados em função do tipo de esforços aplicados pelos roletes e ferramentas, estabelecendo-se três grupos distintos:

1) Fluo-torneamento por tensões de corte (figura 21.2).

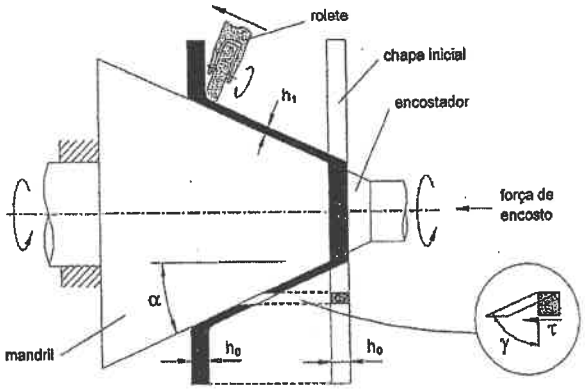


Figura 21.2 Fluo-torneamento por tensões de corte (ou fluo-torneamento cónico).

2) Fluo-torneamento por tensões de compressão (figura 21.3).

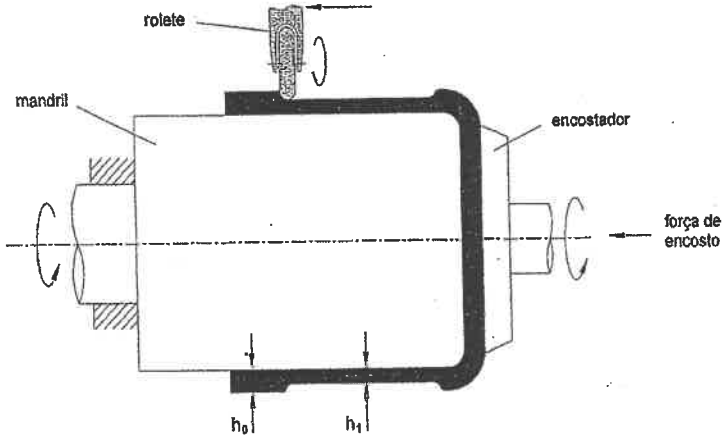


Figura 21.3 Fluo-torneamento por tensões de compressão (ou fluo-torneamento cilíndrico directo).

3) Fluo-torneamento por flexão (figura 21.4).

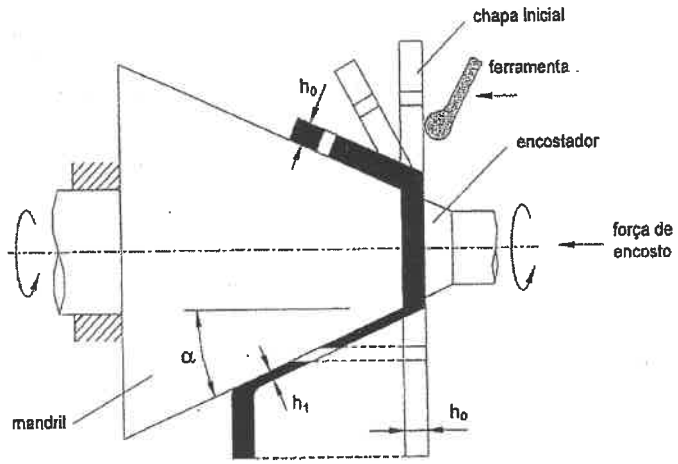


Figura 21.4 Comparação entre o fluo-torneamento por flexão (metade superior) e o fluo-torneamento por tensões de corte (metade inferior).

O fluo-torneamento por flexão realiza-se habitualmente com o auxílio de ferramentas manuais que permitem aplicar um esforço de flexão na chapa de modo a ajustá-la à geometria do mandril. Neste tipo de fluo-torneamento não estão envolvidas grandes deformações plásticas e portanto não ocorrem variações muito significativas de espessura.

Uma forma alternativa de classificar os processos de fluo-torneamento pode ser com base na forma geométrica do mandril e da peça final, sendo habitual estabelecerem-se os seguintes dois grupos:

1) *Fluo-torneamento cónico* - este grupo integra as operações de fabrico de peças cónicas ou de peças axisimétricas de geratriz curvilínea.

2) *Fluo-torneamento cilíndrico* – este grupo integra as operações de fabrico realizadas com peças tubulares.

Os fundamentos teóricos de fluo-torneamento que irão ser apresentados nos próximos parágrafos serão baseados nesta última classificação.

21.1.1 Fluo-torneamento cónico

O estudo teórico do fluo-torneamento cónico que se vai apresentar no âmbito deste parágrafo está limitado ao fabrico de peças axissimétricas de geratriz rectilínea. Na figura 21.2 mostra-se o modo como se processa a deformação no plano (r,z), onde se pode verificar que um elemento de área da chapa antes de deformado dá origem a um elemento de área da parede da peça por acção das tensões de corte, τ, ou seja, através da aplicação de um estado de tensão de corte puro. Caracterizando a deformação neste plano, verifica-se que a posição radial do elemento de área antes e após a deformação não varia, para além do facto da espessura inicial da chapa segundo a direcção axial, h_0, permanecer constante durante a deformação.

Então, no caso das peças cónicas de geratriz rectilínea pode relacionar-se a espessura final da peça, h_1 com a espessura inicial, h_0, usando o ângulo de semi-abertura da superfície cónica do mandril, α, através da chamada lei dos senos,

$$h_1 = h_0 \operatorname{sen}\alpha \tag{21.1}$$

É de referir que a equação (21.1) expressa que é impossível produzir um cilindro a partir de chapa por fluo-torneamento aplicando um estado de tensão de corte puro. De facto, nessas condições o ângulo α viria nulo ($\alpha = 0$) e, consequentemente, a espessura final, h_1, seria igualmente nula. Convém, no entanto, assinalar que este resultado apenas significa que o estado de tensão que se aplica no fluo-torneamento de peças de forma cilíndrica não pode ser o de corte puro atrás descrito.

A este propósito é interessante notar que no caso do mandril possuir uma geratriz curvilínea arbitrária, o ângulo α varia de ponto para ponto na superfície do mandril, levando a que a espessura da parede da peça seja também variável ao longo do seu comprimento, conforme se mostra na figura 21.5.

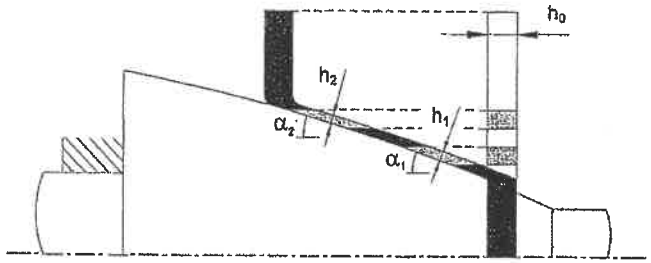


Figura 21.5 Variação de espessura ao longo do comprimento de uma peça fluo-torneada com um mandril de geratriz curvilínea arbitrária.

Continuando a analisar a deformação que surge durante o fluo-torneamento cónico, mas agora considerando o movimento relativo do rolete em torno da direcção tangencial do mandril, verifica-se através da figura 21.6 b) que em cada instante o avanço do rolete deforma uma zona limitada de material que se move circunferencialmente em torno do eixo de simetria e se desloca de uma quantidade igual à do avanço do rolete, deixando em cada rotação um pequeno anel deformado sobre o mandril. De facto, a deformação plástica do material acontece apenas nesta zona afectada pelo rolete, movendo-se o restante material do disco na direcção axial como corpo rígido. Nestas condições, existe também deformação no plano (r,θ) quer a que deriva da acção directa do rolete, quer a que se manifesta sob a forma de trabalho redundante através da dobragem e desdobragem instantânea (assinalada na figura 21.6 b) pelas letras *A* e *B*) e que são consequência da deformação ser localizada.

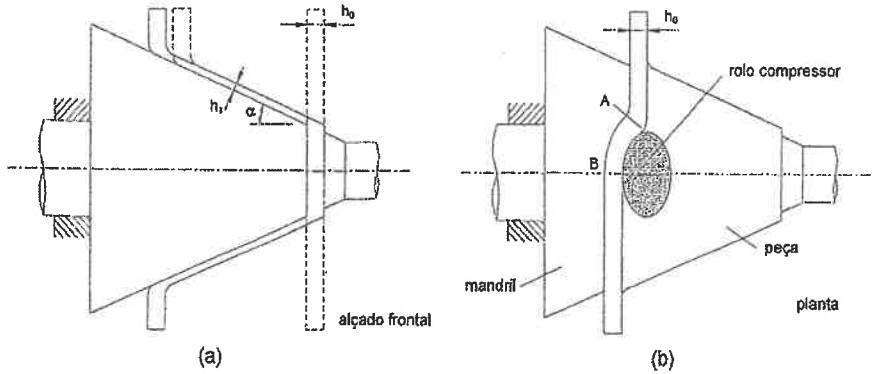


Figura 21.6 a) Representação esquemática do fluo-torneamento cónico e b) zona da chapa afectada pelo avanço do rolete, mostrando a deformação redundante associada à dobragem (*A*) e da desdobragem (*B*) instantâneas do material.

Esta breve análise da deformação que surge no fluo-torneamento cónico revela a complexidade dos estados de tensão e de deformação que surgem neste processo tecnológico, conduzindo a que o seu estudo através de métodos analíticos só seja viável aplicando algumas hipóteses simplificativas. Em primeiro lugar é habitual considerar-se que a deformação principal do processo é a que tem lugar no plano (r,z), variando a espessura final da peça de acordo com a lei dos senos estabelecida através da equação (21.1). Por outro lado, admite-se que a deformação que se desenvolve no plano (r,θ) é desprezável em face da principal, sendo esta aproximação sustentada pelo facto do avanço do rolete ser muito pequeno, quando comparado com a velocidade de rotação

Nestas condições, a tensão efectiva será dada por,

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}}\left((\sigma_a - 0)^2 + (0 + \sigma_h)^2 + (\sigma_a + \sigma_h)^2\right)^{\frac{1}{2}} = \sqrt{3}\,\sigma_a = \sqrt{3}\,k \tag{21.3}$$

em que k é a tensão limite de elasticidade em corte puro, a qual se relaciona com a tensão limite de elasticidade no ensaio de tracção através de $k = \sigma_e / \sqrt{3}$.

Por outro lado, sendo o estado de deformação plano, as extensões principais vêm dadas por, $\varepsilon_\theta = 0$ e $\varepsilon_a = -\varepsilon_h = \gamma/2$, sendo, deste modo, a extensão efectiva dada por,

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3}\left((\varepsilon_a - 0)^2 + (0 + \varepsilon_h)^2 + (\varepsilon_a + \varepsilon_h)^2\right)^{\frac{1}{2}} = \frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_h = \frac{1}{\sqrt{3}}\gamma \tag{21.4}$$

em que γ é a distorção (ver pormenor na figura 21.2). Conhecidos os valores efectivos procede-se ao cálculo do trabalho plástico ideal por unidade de volume, w_i, através da equação (21.2), obtendo-se,

$$w_i = \int_0^{\bar{\varepsilon}} \bar{\sigma}\, d\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}\,\sigma_e\,\varepsilon_h = \frac{2}{\sqrt{3}}\,\sigma_e \ln\frac{h_0}{h_1} \tag{21.5}$$

em que h_1 é a espessura final da parede da taça.

Designando por v_θ a velocidade periférica do mandril no ponto em análise e por a o avanço por rotação, o volume de material afectado na unidade de tempo será,

$$\dot{V} = v_\theta a\, h_1 \tag{21.6}$$

Então, a potência ideal consumida no fluo-torneamento cónico vem dada por,

$$\dot{W}_i = w_i\,\dot{V} = \frac{2}{\sqrt{3}} v_\theta a\,\sigma_e h_1 \ln\frac{h_0}{h_1} \tag{21.7}$$

Assumindo, agora, que toda a potência necessária ao processo é transmitida pela força tangencial, F_θ, ou seja, $\dot{W}_i = F_\theta v_\theta$, chega-se à conclusão que esta força é dada por,

$$F_\theta = \frac{2}{\sqrt{3}} a\,\sigma_e h_1 \ln\frac{h_0}{h_1} \tag{21.8}$$

podendo, finalmente, o binário requerido para o processo ser calculado através de,

$$M = F_\theta\, R = \frac{2}{\sqrt{3}} a\,\sigma_e h_1\, R \ln\frac{h_0}{h_1} \tag{21.9}$$

em que R é o raio do mandril no ponto em análise.

Uma vez conhecidas principais variáveis do fluo-torneamento cónico, interessa agora conhecer os limites de enformabilidade. Para o fazer considere-se a figura 21.9 onde se mostra as tensões que se desenvolvem num elemento de área triangular situado no plano (r,θ) em consequência do movimento de avanço do rolete.

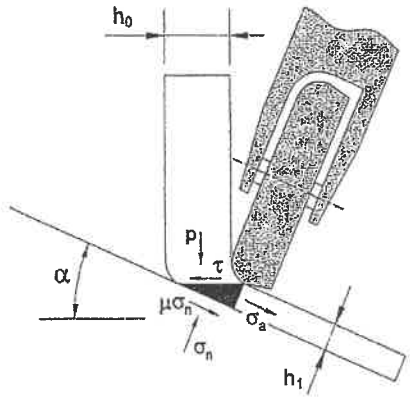


Figura 21.9 Tensões aplicadas num elemento de área triangular no plano (r,θ) devido ao movimento de avanço do rolete durante uma operação de fluo-torneamento cónico de geratriz rectilínea.

Efectuando o equilíbrio de forças na direcção normal à superfície do mandril, chega-se à seguinte relação,

$$\sigma_n\, h_0 \cos\alpha = (p\cos\alpha + \tau\,\mathrm{sen}\,\alpha)\, h_0 \tag{21.10}$$

enquanto que o equilíbrio de forças na direcção tangencial à superfície do mandril permite obter a seguinte igualdade,

$$\sigma_e h_0\,\mathrm{sen}\,\alpha + \mu\sigma_n\, h_0 \cos\alpha + p\, h_0\,\mathrm{sen}\,\alpha = \tau h_0 \cos\alpha \tag{21.11}$$

do mandril. De notar que a maior ou menor licitude desta aproximação é também depende da geometria e das dimensões do rolete, e da espessura da chapa, embora em menor escala do que do avanço. Contudo, esta última parcela da deformação (incluindo a do trabalho redundante) pode ser sempre considerada na análise através de um coeficiente de eficiência da deformação.

A força que se desenvolve entre o rolete e a peça pode ser resolvida segundo três direcções mutuamente perpendiculares (ver figura 21.7 a)):

1) A tangencial ou circunferencial, F_θ, perpendicular ao plano do papel na figura 21.7 a).
2) A de avanço paralela à geratriz da peça, F_a.
3) A normal à geratriz da peça, F_n (ou do mandril).

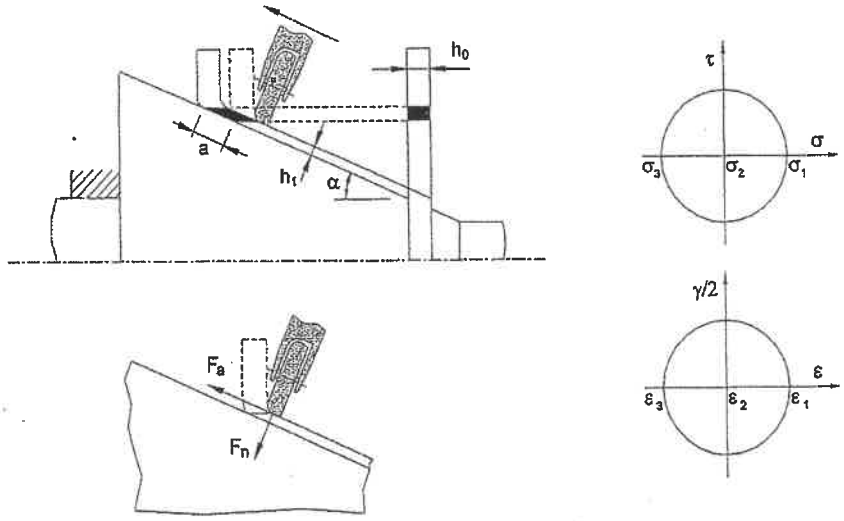


Figura 21.7 a) Forças aplicadas pelo rolete no plano (r,z) (coordenadas cilíndricas) e b) estado de tensão e de deformação característicos do fluo-torneamento cónico.

Para a generalidade das operações de fluo-torneamento cónico, a força normal, F_n, é a que apresenta maior valor, porém não produz trabalho, uma vez que não tem qualquer movimento associado. Por outro lado, a força de avanço, F_a, apresenta habitualmente

valor inferior ao da força normal, mas superior ao da força tangencial, no entanto, o deslocamento de avanço a que esta força está sujeita durante o processo é mínimo, comparado com o circunferencial e, desse modo, o trabalho que produz é muito pequeno. Deste modo, a maior potência requerida ao motor que acciona a bucha da máquina-ferramenta é transmitido sob a forma de binário através da componente tangencial da força, F_θ.

Introduzidas estas simplificações é possível determinar, de um modo expedito, a potência ideal de deformação para o fluo-torneamento cónico. Então, considerando que o modo principal de deformação se processa no plano (r,z) em condições de deformação plástica plana (ver figura 21.7 b)), por o raio do elemento de área permanecer constante durante a deformação, o trabalho plástico ideal por unidade de volume calcula-se de uma forma análoga à que foi apresentada no *Capítulo 6*, ou seja, contabilizando a área situada por baixo da curva tensão-extensão do material e delimitada pelos valores inicial, $\bar{\varepsilon}_i$, e final, $\bar{\varepsilon}_f$, de extensão efectiva, conforme se mostra na figura 21.8,

$$w_i = \int_0^{\varepsilon} \sigma_{ij}\, d\varepsilon_{ij} = \int_0^{\bar{\varepsilon}} \bar{\sigma}\, d\bar{\varepsilon} \qquad (21.2)$$

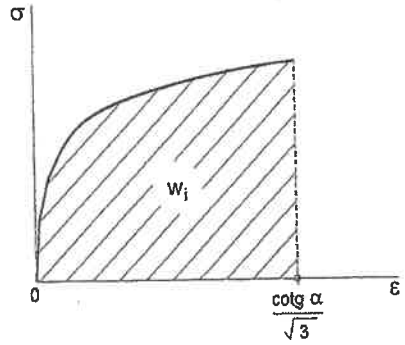


Figura 21.8 Interpretação gráfica do trabalho ideal por unidade de volume necessário à deformação plástica do material para o fluo-torneamento cónico. De notar que no caso deste processo se tem $\bar{\varepsilon}_f = \gamma/\sqrt{3} = \operatorname{cotg}\alpha/\sqrt{3}$.

Para contabilizar o valor efectivo da tensão admite-se que o material tem um comportamento rígido - perfeitamente plástico e que o estado de tensão aplicado é de corte puro, em que as direcções principais são a normal ao mandril (n), a de avanço (a) e a tangencial (θ), com $\sigma_\theta = 0$ e $\sigma_a = -\sigma_n = \tau$.

Simplificando a equação (21.11) e introduzindo-lhe a relação que se obtém a partir do equilíbrio na outra direcção (equação (21.10)), obtém-se,

$$\sigma_a = \tau(\text{cotg}\ \alpha - \mu) - p\,(1 + \mu\ \text{cotg}\ \alpha) \tag{21.12}$$

que pode ainda escrever-se na forma adimensional que se apresenta a seguir,

$$\frac{\sigma_a}{\tau} = (\text{cotg}\ \alpha - \mu) - \frac{p}{\tau}(1 + \mu\ \text{cotg}\ \alpha) \tag{21.13}$$

Como a deformação plástica tem origem na distorção induzida pelas tensões de corte, pode afirmar-se que $\tau = \tau_{max} = k$, em que k é a tensão limite de elasticidade em corte puro. Para se analisar o significado físico do resultado expresso na equação (21.13), vai admitir-se que o coeficiente de atrito é constante (por exemplo, $\mu = 0.1$) e tomam-se dois casos em que o rolete aplica pressões diferentes; $p/k = 0.5$ e $p/k = 2.0$, o que permite obter a evolução da tensão de avanço adimensionalizada (σ_a/k) em função do ângulo de semi-abertura do mandril, α, conforme representado na figura 21.10.

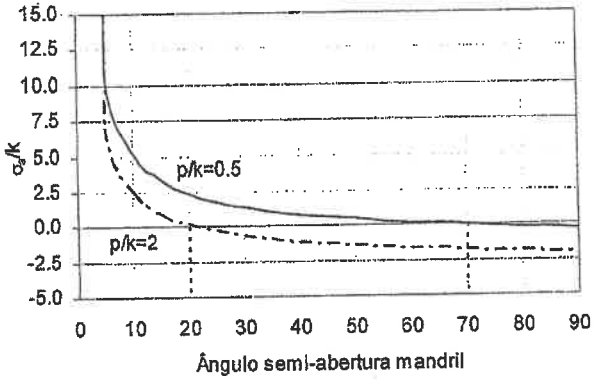


Figura 21.10 Tensões aplicadas na região em deformação plástica em função do ângulo de semi-abertura do mandril, α, para o fluo-torneamento de peças cónicas de geratriz rectilínea.

A análise da figura 21.10 confirma o facto da operação de fluo-torneamento cónico ser muito difícil de executar a partir de determinados ângulos de semi-abertura do mandril, α, pois a tensão normal de avanço adquire valores positivos, de tracção portanto, que podem conduzir à fractura da peça durante a operação. Conclui-se assim que o limite admissível

para o ângulo de semi-abertura do mandril, α, depende do valor da tensão de avanço, σ_a, que surge durante o fluo-torneamento. Quanto maior for o valor da pressão exercida pelo rolo compressor, p, menor será o valor da tensão de avanço, σ_a, e, consequentemente, mais baixo poderá ser o valor do ângulo de semi-abertura do mandril.

A utilização da equação (21.13) para estabelecer o valor mínimo admissível para o ângulo de fluo-torneamento exige o conhecimento prévio do valor da pressão de compressão, p, aplicada sobre o plano de escorregamento que delimita a zona em deformação plástica (ver figura 21.9). O valor desta tensão de compressão geralmente varia entre $p/k = 0 \sim 2$, sendo os valores mais elevados benéficos para a enformabilidade global do processo tecnológico. A figura 21.10, em conjugação com a equação (21.13), permite concluir que em termos práticos os semi-ângulos de abertura dos mandris devem estar compreendidos entre os 25° e os 80°.

É interessante, por fim, referir que o estabelecimento de um semi-ângulo limite (α_{lim}) para o fluo-torneamento é equivalente a definir um valor máximo para a redução de espessura (r_{lim}) que a chapa pode sofrer durante a operação, ou seja,

$$r_{lim} = \frac{h_0 - h_1}{h_0} = 1 - \text{sen}\ \alpha_{lim} \tag{21.14}$$

No caso do fluo-torneamento cónico envolver peças com geometrias complexas torna-se muitas vezes indispensável a utilização de mandris desmontáveis, que possibilitem a extracção das peças após terem sido fabricadas (figura 21.11).

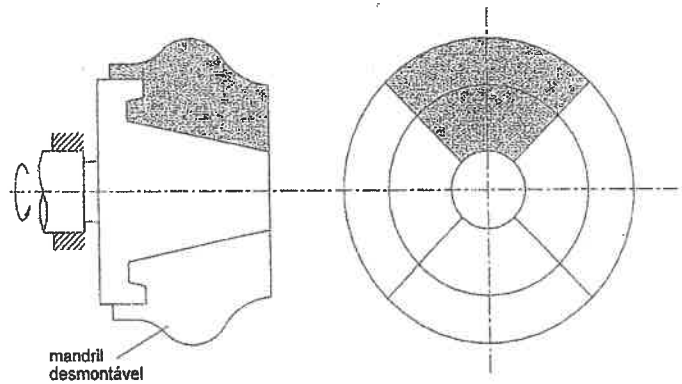


Figura 21.11 Representação esquemática de um mandril desmontável, constituído por 4 elementos independentes para ser usado no fluo-torneamento de uma peça cónica de geratriz curvilínea complexa.

Os mandris utilizados no fluo-torneamento são geralmente fabricados a partir de aços de liga e sujeitos a tratamentos térmicos de têmpera e revenido que lhes conferem durezas finais da ordem de grandeza dos 60 a 65 HRC.

21.1.2 Fluo-torneamento cilíndrico

Este tipo de fluo-torneamento permite fabricar peças cilíndricas à custa de reduções de espessura. Existem basicamente dois tipos de fluo-torneamento cilíndrico:

1) Fluo-torneamento cilíndrico directo, em que o material da zona em deformação plástica se move no sentido do avanço do rolete compressor (figura 21.3). É utilizado no fabrico de cilindros de parede fina de elevada precisão dimensional. De entre as principais aplicações destacam-se os invólucros para motores de foguete e os reservatórios de pressão.

2) Fluo-torneamento cilíndrico inverso, em que o material da zona em deformação plástica se move no sentido contrário ao do avanço do rolete compressor (figura 21.12). As peças cilíndricas produzidas através deste processo tecnológico geralmente não possuem fundo. Convém ainda referir que o fluo-torneamento cilíndrico inverso é especialmente recomendado para materiais com níveis de ductilidade mais reduzidos ou para as peças que apresentem juntas soldadas.

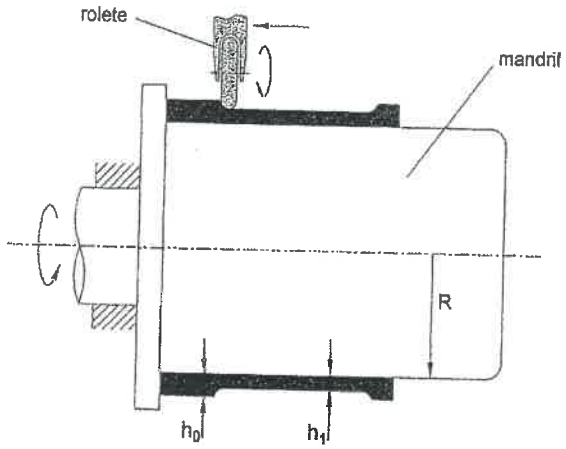


Figura 21.12 Fluo-torneamento cilíndrico inverso.

No fluo-torneamento cilíndrico a velocidade do material no interior da região em deformação plástica vai variando da entrada para a saída (ver figura 21.13), de modo a que o volume se conserve. Embora a deformação do material esteja confinada à zona de contacto com o rolete, pode estimar-se a relação de velocidade entre a zona em deformação plástica e a de saída fazendo o balanço mássico para o anel de material que se forma em cada avanço do rolete. Assim, considerando o valor médio dos raios de cada zona vem,

$$2\pi(R+\frac{h_0}{2})h_0v_0 = 2\pi(R+\frac{h_1}{2})h_1v_1 \qquad (21.15)$$

obtendo-se,

$$v_1 = v_0\frac{h_0(2R+h_0)}{h_1(2R+h_1)} \qquad (21.16)$$

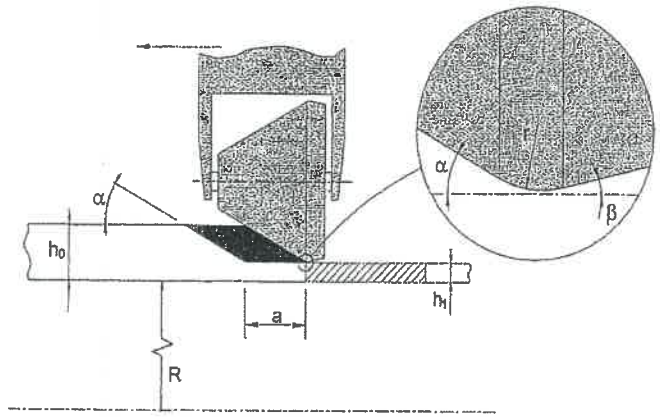


Figura 21.13 Representação esquemática da zona de deformação plástica localizada durante uma operação de fluo-torneamento cilíndrico e pormenor do rolete de compressão.

O cálculo das forças, potência e binário associado ao fluo-torneamento cilíndrico segue em tudo a metodologia que foi explicada e aplicada para o fluo-torneamento cónico. De facto, também neste caso a força radial, F_r, não produz trabalho porque não existe deslocamento nessa direcção radial, enquanto que a força de avanço, F_a, apenas produz pequenas quantidades de trabalho por se encontrar associada a deslocamentos (ou

avanços do rolete compressor) muito reduzidos. Nestas condições, pode concluir-se que a globalidade do trabalho necessário ao processo é produzido pela força tangencial, F_θ.

Actualmente a generalidade das máquinas-ferramenta para fluo-torneamento cilíndrico vem equipada com três roletes compressores, dispostos a 120° relativamente à linha de eixo do mandril e da peça. Para além do acréscimo de produtividade resultante da utilização de três rolos compressores existe ainda a vantagem deste tipo de concepção permitir equilibrar as forças radiais que se desenvolvem em cada um dos roletes.

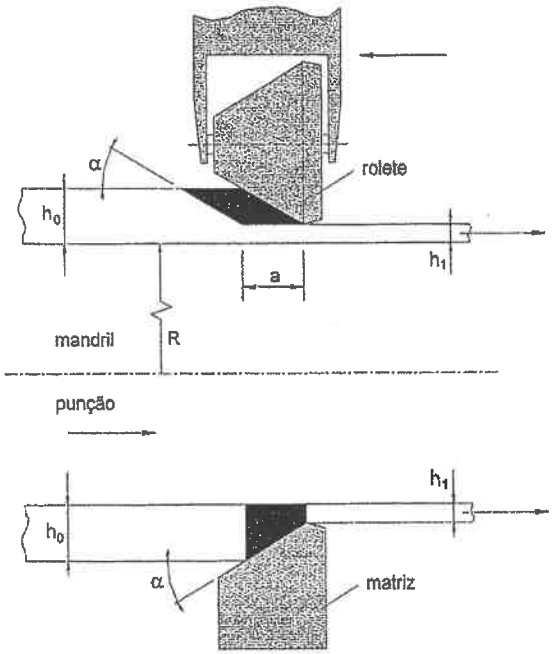


Figura 21.14 Comparação entre as operações de fluo-torneamento cilíndrico (metade superior) e de trefilagem de um tubo (metade inferior).

Comparando o fluo-torneamento cilíndrico com a trefilagem de um tubo, pode concluir-se que a carga necessária ao fluo-torneamento deve ser consideravelmente inferior à da trefilagem. De facto, no caso do fluo-torneamento cilíndrico a deformação plástica efectua-se de uma forma lenta e progressiva através de roletes que comprimem a peça tubular de encontro ao mandril em rotação enquanto que no caso da trefilagem o punção obriga a

que todo o material localizado no interior da matriz reduza simultaneamente a sua secção transversal (figura 21.14).

21.1.3 Lubrificação

O fluo-torneamento efectua-se quase sempre sem qualquer tipo de lubrificação, em virtude da superfície de contacto entre os roletes e as peças ser muito pequena (da ordem de grandeza de 1 cm^2), e das velocidades relativas entre ambas as superfícies ser igualmente muito reduzida. Apenas o mandril deve ser lubrificado de uma forma periódica com um óleo mineral convencional, de modo a facilitar a extracção das peças enformadas. No caso das operações de fluo-torneamento a frio podem ser utilizadas emulsões, com o objectivo de evacuar a energia térmica que é gerada pela deformação plástica do material.

21.2 Estampagem incremental

A estampagem incremental é um processo de deformação plástica relativamente recente com um elevado potencial de aplicabilidade industrial no fabrico rápido de protótipos e no fabrico de peças complexas em séries pequenas ou unitárias. A figura 21.15 mostra os princípios de funcionamento associados a este processo.

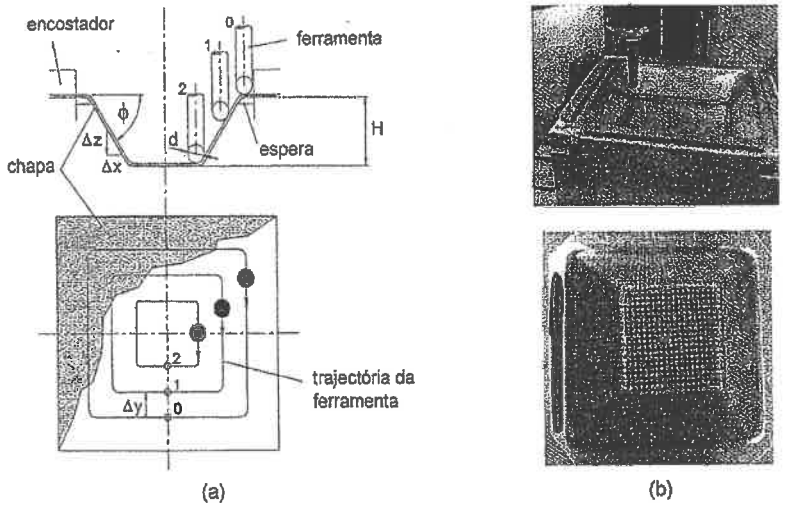


Figura 21.15 Estampagem incremental de chapa. a) Princípio do fabrico e b) recipiente com a forma de uma pirâmide truncada produzido por este processo [12, 13].

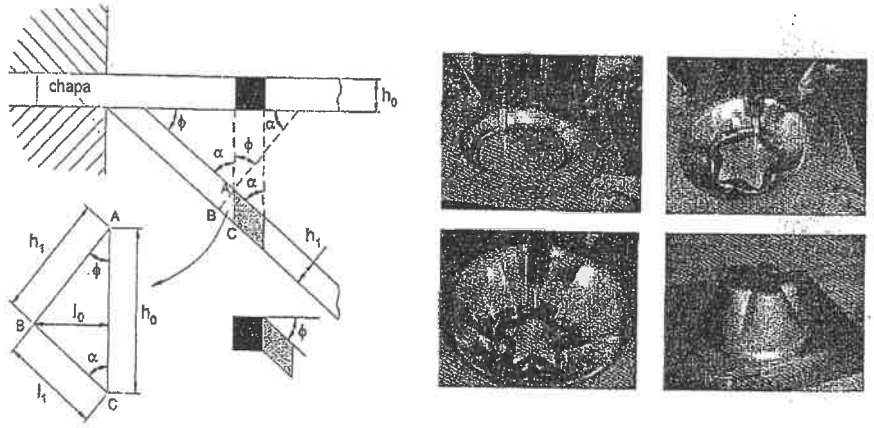
A estampagem incremental pode efectuar-se num centro de maquinagem CNC, o qual permite gerar as trajectórias da ferramenta adequadas à deformação plástica da chapa (figura 21.15).

A extremidade da ferramenta é constituída por uma esfera (com uma dureza da ordem de grandeza HRc 60~65) que rola sobre a superfície da chapa à medida que a vai comprimindo, de modo a que o atrito desenvolvido entre as superfícies seja pequeno.

No caso que se encontra representado na figura 21.15 a) a ferramenta inicia o seu movimento na posição '0' e movimenta-se, ao mesmo tempo que vai pressionando a chapa, segundo a trajectória mais exterior que se encontra representada na figura. Uma vez completada esta trajectória, a ferramenta sofre uma indexação horizontal, na direcção 'y', e uma vertical, na direcção 'z', de modo a colocá-la na posição '1' e permitir o recomeço do processo. Em alternativa a ferramenta poderia percorrer outro tipo de trajectória, por exemplo elíptica, mas em termos de peça final o resultado seria idêntico.

21.2.1 Fundamentos teóricos

A definição das quantidades indexadas é fundamental para assegurar a enformabilidade da chapa e a qualidade final (exemplo, rugosidade) da peça. A enformabilidade é função do valor do ângulo ϕ (figura 21.16 a)) que é imposto durante a sequência de indexações necessárias ao fabrico da peça final.



(a) (b)

Figura 21.16 a) Representação esquemática da chapa nas posições inicial e deformada. b) Evolução da geometria da chapa durante uma operação de estampagem incremental [12, 13].

Este facto, justifica a necessidade de se criarem programas de fabrico específicos para as operações de estampagem incremental, em vez de se usarem os programas de CAM para o fazer, pois estes últimos apresentam determinadas estratégias de maquinagem que são desenvolvidas com base em requisitos característicos do corte por arranque de apara e do tipo de ferramenta que se usa para efectuar a maquinagem.

A figura 21.16 permite igualmente estabelecer uma analogia entre a estampagem incremental e o fluo-torneamento cónico (§ 21.1.1 e figura 21.2). De facto, o ângulo ϕ pode ser entendido como o ângulo complementar do ângulo de semi-abertura da superfície do mandril, α, e, portanto, a lei dos senos definida para o fluo-torneamento de superfícies cónicas converte-se na seguinte expressão para a estampagem incremental,

$$h_1 = h_0 \operatorname{sen}\alpha = h_0 \cos\phi \qquad (21.17)$$

Como o quociente entre o diâmetro da ferramenta e a espessura da chapa é muito elevado, pode admitir-se que o material situado na região em deformação plástica adjacente à ferramenta se encontra num estado plano de deformação (figura 21.17).

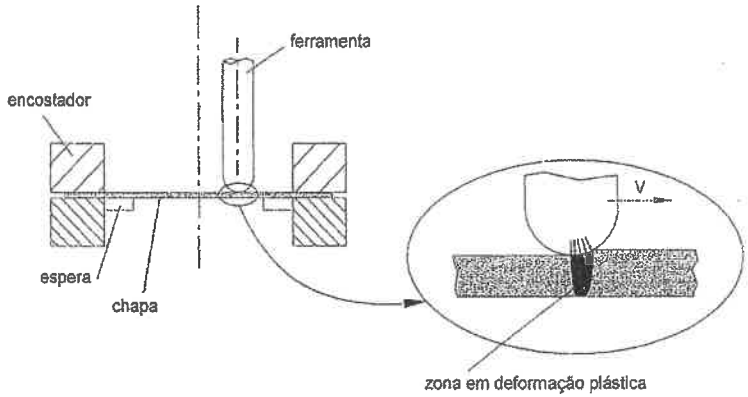


Figura 21.17 Estampagem incremental de chapa. Representação esquemática da região em deformação plástica adjacente à extremidade da ferramenta.

Nestas condições, o campo de extensões é caracterizado por intermédio de expressões análogas às que tinham sido utilizadas para o fluo-torneamento cónico em condições de deformação plana,

$$\varepsilon_2 = 0 \qquad \varepsilon_1 = -\varepsilon_3 = \frac{\gamma}{2} \qquad \bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_1 = \frac{1}{\sqrt{3}}\gamma = \frac{\operatorname{cotg}\alpha}{\sqrt{3}} = \frac{\tan\phi}{\sqrt{3}} \qquad (21.18)$$

Estudos recentemente efectuados por Jeswiet e colaboradores no domínio da enformabilidade do processo, permitiram concluir que existe uma relação máxima admissível entre o ângulo ϕ e a espessura inicial h_0 da chapa, tendo proposto a seguinte equação,

$$\phi_{max} = \kappa h_0 + \beta \qquad (21.19)$$

em que κ e β são, respectivamente, constantes características do material da chapa (figura 21.18).

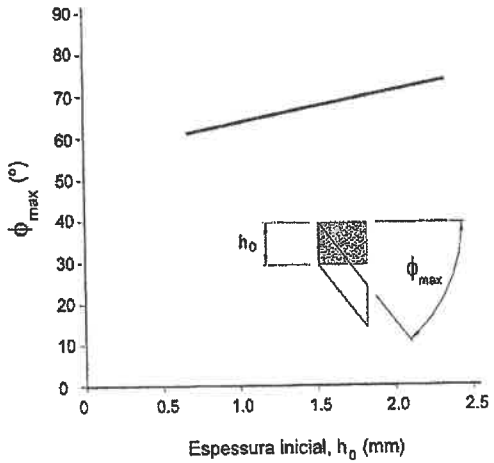


Figura 21.18 Representação gráfica da relação máxima admissível entre o ângulo ϕ e a espessura inicial da chapa, h_0.

Contudo, o estudo completo da enformabilidade no processo de estampagem incremental exige, à semelhança do que é efectuado na estampagem convencional, a utilização de curvas limite de estampagem (ver *Capítulo 12*).

21.3 Enformação por 'estancação'

A enformação por 'estancação' é um processo de deformação plástica a frio que é usado não só para produzir peças a partir de chapa, perfil ou tubo, como também para reparar e corrigir peças fabricadas por intermédio de outros processos tecnológicos. O processo consiste na deformação plástica localizada da matéria-prima, por distensão (com perda local de espessura) ou por contracção (com aumento local de espessura), de modo a que a peça no seu todo adquira a forma desejada, geralmente por flexão e/ou torção.

As máquinas usadas para realizar este processo são universais, sendo a forma da peça obtida a partir de um conjunto de golpes sucessivos aplicados por dois cunhos (um superior e outro inferior, com cadências de actuação que podem alcançar os 400 golpes/min) segundo trajectórias previamente definidas. Embora a enformação por 'estancação' possa ser realizada com cunhos de forma sem movimentos laterais, os cunhos habitualmente usados no processo designam-se por Fokker-Eckold e as suas características principais encontram-se representadas na figura 21.19.

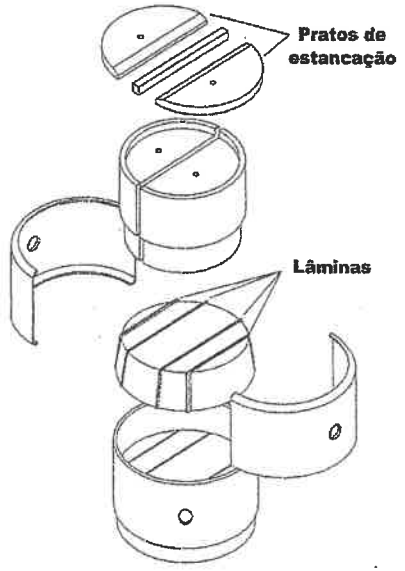
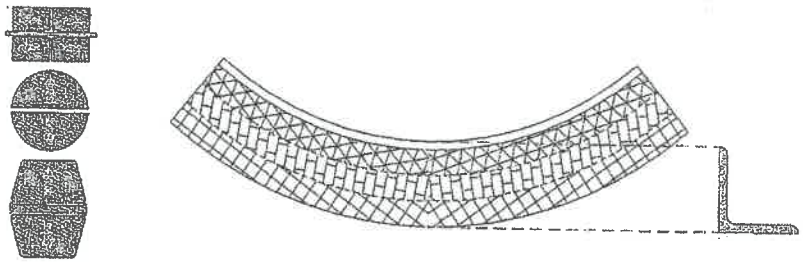


Figura 21.19 Representação esquemática de um cunho Fokker-Eckold de contracção.

Através da representação esquemática de um cunho Fokker-Eckold de contracção que se encontra ilustrado na figura 21.19, verifica-se que para além dos esforços normais de compressão o cunho exerce igualmente esforços tangenciais que irão provocar variação local de espessura, aumento ou redução em função da inclinação das lâminas. Para melhor se compreender o modo de funcionamento deste processo considere-se a figura 21.20, onde se mostra a enformação por estancação de um perfil em forma de 'L'.

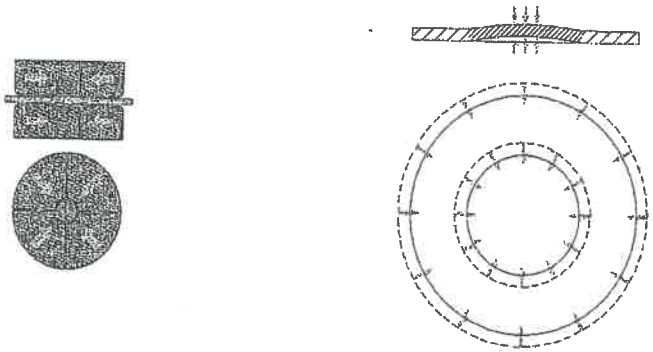
O cunho utilizado na enformação do perfil da figura 21.20 é um cunho de distensão que provoca reduções locais de espessura, conforme se mostra na figura 21.20a). Assim, a forma final do perfil 'L' será obtida deformando com maior intensidade no exterior do que no interior da aba, conforme indicam as zonas sombreadas da figura 21.20b).



(a) (b)

Figura 21.20 Enformação por 'estancação' em distensão de um perfil em forma de 'L'. a) Cunhos de distensão e b) zonas estancadas com intensidade variável, aumentando do interior para o exterior da aba.

Um outro exemplo da utilização do processo de enformação por 'estancação' é o que se apresenta na figura 21.21, onde se pretende desempenar uma chapa com um cunho Fokker-Eckold de contracção, com as características indicadas na figura 21.21a).



(a) (b)

Figura 21.21 Desempeno de chapa por 'estancação' em contracção. a) Cunhos de contracção e b) zonas a estancar para desempeno.

Neste caso o procedimento será o de fazer actuar os cunhos na zona em que se pretende eliminar a bossa, já que o aumento local de espessura da chapa irá provocar a redução do excesso de comprimento que origina a irregularidade (ver figura 21.21b)).

Como nota final deve referir-se que a 'estancação' é um processo de deformação plástica incremental praticamente unitário, onde se podem obter peças com geometria complexa, difícil de conseguir através dos processos ditos convencionais, e onde a perícia do operador é fundamental para a qualidade final das peças fabricadas.

21.4 Enformação com calores

A enformação com calores é um processo de deformação plástica incremental muito utilizado na enformação de grandes superfícies de chapa (ex. enformação dos cascos dos navios) onde os processos convencionais de deformação plástica de chapa são muito difíceis, ou mesmo impossíveis, de serem utilizados. Existem dois tipos básicos de enformação com calores; os 'calores a meia espessura' e os 'calores a toda a espessura'.

A figura 21.22 mostra o princípio de funcionamento da enformação com calores a meia espessura. Assim, aquecendo uma zona localizada da peça de um modo suficientemente rápido, a dilatação térmica da zona aquecida será contrariada pelas zonas periféricas mais frias e, por isso, mais resistentes, dando origem ao aparecimento de tensões de compressão de natureza térmica, cuja consequência é a deformação plástica da zona mais quente. Então, a zona mais quente ficará mais curta do que ficaria caso a expansão térmica tivesse sido livre.

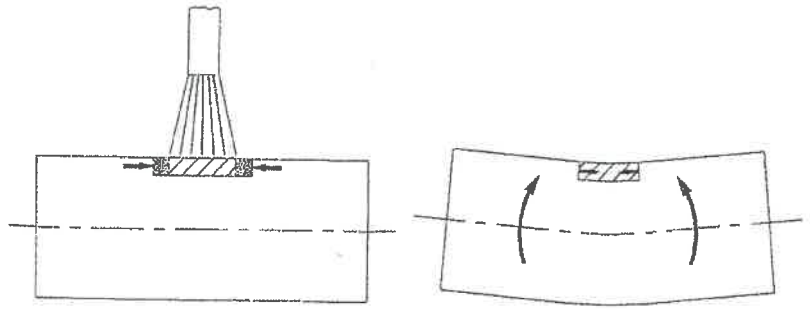


Figura 21.22 Princípio da enformação com calores a meia espessura.

Uma vez que a zona mais quente fica mais curta, durante o arrefecimento esta irá 'puxar' pelas zonas periféricas mais frias, provocando a deformação da peça, geralmente por flexão ou/e torção. Convém referir que devido à contracção excêntrica da peça irão

sobrevir tensões residuais nas peças, designadamente as zonas aquecidas ficarão no final sujeitas a tensões residuais de tracção.

No caso da aplicação de calores em toda a espessura serão as zonas periféricas mais frias que se irão opor à dilatação térmica e, desse modo, provocar a deformação plástica das zonas aquecidas.

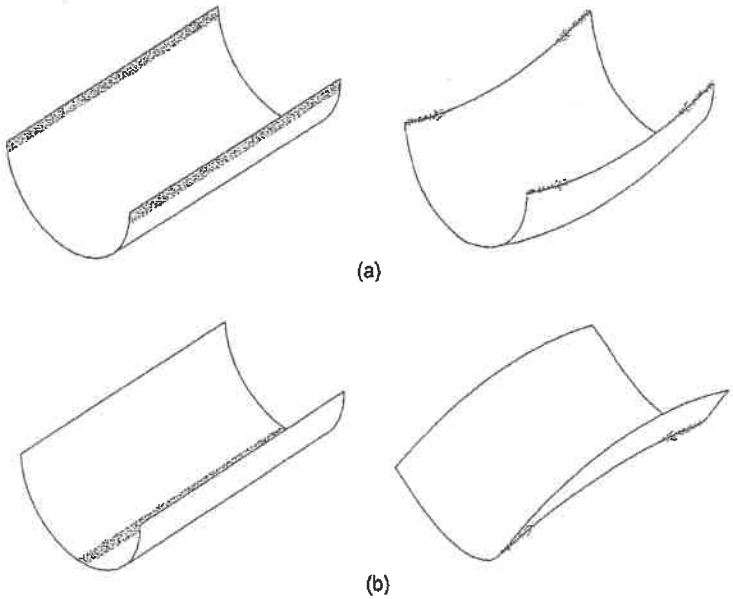


Figura 21.23 Enformação com calores a toda a espessura.
a) Deformação em forma de concha e b) deformação em forma de sela.

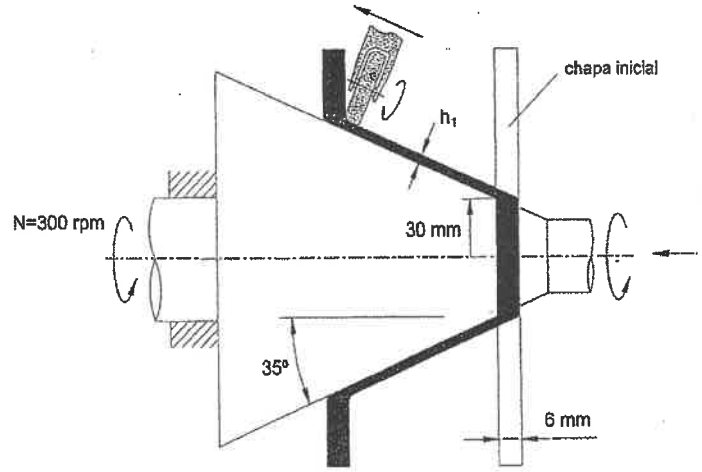
As figura 21.23a) e b) mostram respectivamente a enformação em forma de concha e de sela de uma chapa onde foram aplicados calores em toda a espessura. Como nota final, repare-se a analogia entre os processos de 'estancação' e de aplicação de calores em toda a espessura, de facto a eliminação da mossa representada na figura 21.21 poderia igualmente fazer-se por este último processo, devendo, para o efeito, aplicar-se o calor directamente sobre a mossa.

Finalmente interessa referir que, à semelhança da 'estancação', também na enformação com calores a destreza e a experiência do operador se revelam fundamentais para a qualidade do produto final.

21.5 Problemas

Problema 21.1

Considere a operação de fluo-torneamento cónico que se encontra representada na figura.



O avanço do rolete segundo a geratriz da peça é igual a 0.5 mm/rotação .

Considerando que o material da chapa possui um comportamento rígido-perfeitamente plástico com $\sigma_e = 200$ MPa , determine:

a) A espessura final da peça.

b) A força tangencial aplicada pelo rolete sobre a chapa.

c) A potência necessária à operação.

Resolução

a) A espessura final da peça h_1 pode ser relacionada com a espessura inicial h_0 através da equação (21.1),

$$h_1 = h_0 \operatorname{sen}\alpha = 6 \times \operatorname{sen} 35° = 3.44 \text{ mm}$$

b) Para determinar a força tangencial aplicada pelo rolete sobre a chapa é necessário começar por calcular o valor da extensão efectiva $\bar{\varepsilon}_f$ correspondente à deformação plástica localizada que é aplicada pelo rolete sobre a chapa, a qual é dada por,

$$\bar{\varepsilon}_f = \frac{\text{cotg}\,\alpha}{\sqrt{3}} = \frac{\text{cotg}\,35^\circ}{\sqrt{3}} = 0.825$$

Tendo em consideração que o material da chapa tem um comportamento tensão-extensão do tipo rígido-perfeitamente plástico pode-se calcular o valor da força tangencial F_θ aplicada pelo rolete sobre a chapa através da seguinte equação, (considera-se que a eficiência energética do processo $\eta = 1$),

$$F_\theta = w\,h_0\,a\,\text{sen}\,\alpha = \eta\,\sigma_e\,h_0\,a\,\text{sen}\,\alpha \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} d\bar{\varepsilon}$$

$$= 200 \times 6 \times 0.5 \times \text{sen}\ 35^\circ \times 0.825 = 283.9\ \text{N}$$

c) A potência necessária à operação de fluo-torneamento cónico vai variando à medida que o rolete vai avançando pela geratriz do cone na medida em que o raio R do mandril vai aumentando. No caso geral, a velocidade periférica da chapa v_θ pode ser determinada através de,

$$v_\theta = \omega \cdot R = \frac{300 \times 2\pi}{60} \times R = 10\pi R\ \text{mm/s}$$

Nestas condições a potência pode ser determinada através de,

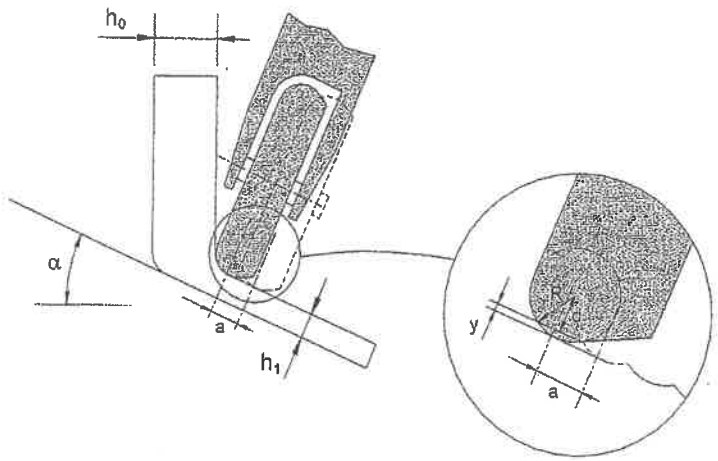
$$P \cong F_\theta\,v_\theta = 283.9 \times 10\pi R \cong 9697.7 \times R\ \text{Nmm/s} = 9.7 \times R\ \text{W}$$

Concretizando para o raio mais pequeno do mandril cónico, obtém-se,

$$P \cong F_\theta\,v_\theta = 9.7 \times 30 \cong 291\ \text{W}$$

Problema 21.2

Estabeleça a relação geométrica que existe entre o avanço a e a rugosidade y resultante da acção de um rolete com uma superfície de encosto de raio R sobre uma chapa durante uma operação de fluo-torneamento.



Resolução

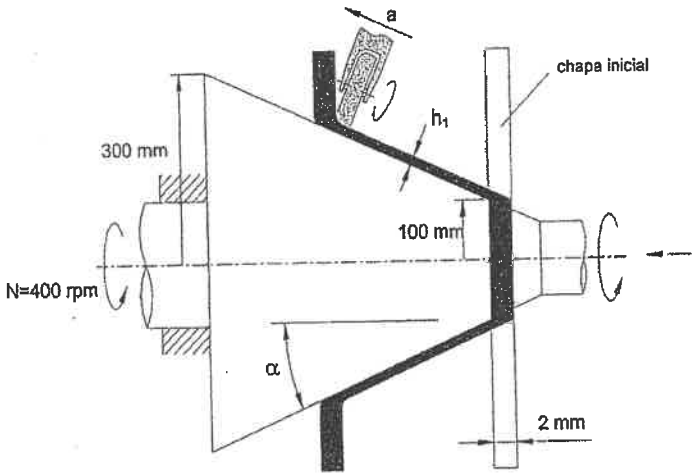
De acordo com o pormenor incluído na figura pode-se estabelecer a seguinte relação geométrica,

$$y = R - d = R - \sqrt{R^2 - \left(\frac{a}{2}\right)^2}$$

Este resultado permite concluir que a diminuição do avanço e o aumento do raio da superfície de encosto do rolete tendem a produzir um melhor nível de acabamento superficial nas peças fluo-torneadas.

Problema 21.3

Considere a operação de fluo-torneamento cónico que se encontra representada na figura seguinte.



Admitindo que se trata de uma operação em que o material a transformar é aço macio com uma tensão limite de elasticidade de $\sigma_e = 320$ MPa, como varia a potência ideal ao longo da operação para diferentes ângulos da semi-abertura do mandril (por exemplo, $\alpha = 10, 30$ e $60°$), bem como para diferentes avanços do rolete, sabendo que nesta operação este parâmetro pode variar entre 0,2 e 0.8 mm/rot.

Resolução

Como se sabe a potência ideal consumida no fluo-torneamento cónico pode ser calculada através da equação (21.7), ou seja,

$$\dot{W}_i = \frac{2}{\sqrt{3}} v_0 a\, \sigma_e h_1 \ln\frac{h_0}{h_1}$$

Para conhecer a variação da potência ideal em função do avanço do rolete e do semi-ângulo de abertura do mandril, durante a operação de fluo-torneamento, será

necessário conhecer-se a espessura final da peça, h_1, o que pode ser feito aplicando a lei dos senos dada pela equação (21.1),

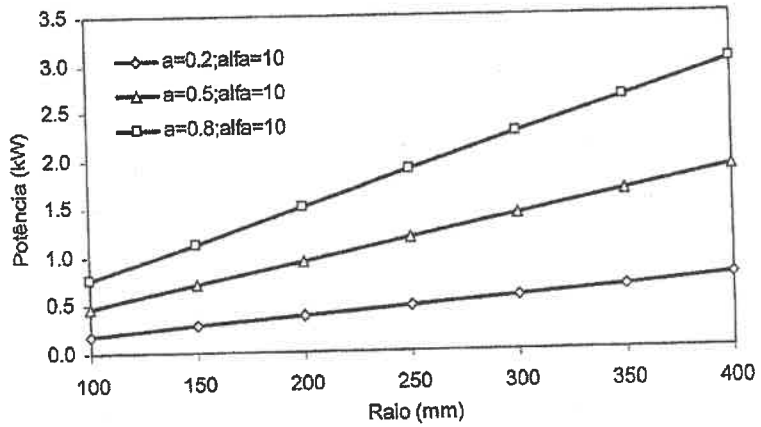
$$h_1 = h_0 \operatorname{sen}\alpha$$

Por outro lado, a velocidade periférica do mandril, v_0, varia durante a operação, uma vez que com a progressão do rolete o raio instantâneo do mandril vai aumentando, sendo essa variação dada por,

$$v_0 = \omega \cdot R = \frac{400 \times 2\pi}{60} \times R = \frac{40}{3}\pi R \text{ mm/s}$$

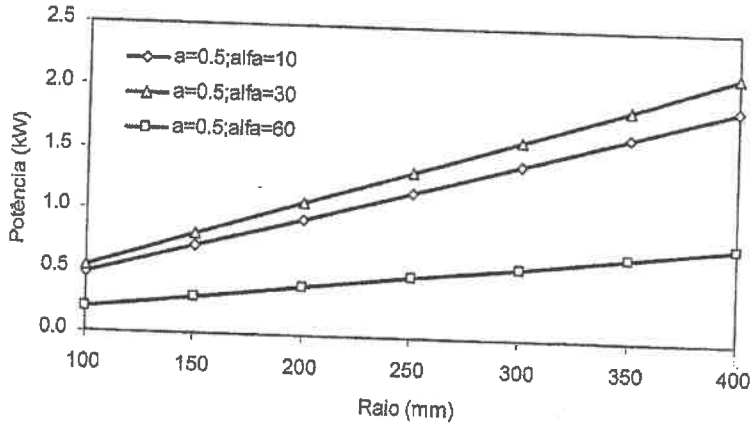
em que R é o raio instantâneo do mandril.

Então, tomando com referência um semi-ângulo de abertura do mandril de 10° e valores para o avanço do rolete de 0.2, 0.5 e 0.8 mm/rot é possível determinar a evolução da potência ideal em função do raio do mandril, conforme se mostra no gráfico da figura seguinte.



É interessante notar que a potência tem uma evolução linear ao longo do fluo-torneamento porque se trata de uma operação em que a geratriz do mandril é rectilínea. Por outro lado, pode constatar-se o aumento da potência ideal com o aumento do avanço e o maior crescimento que esta variável apresenta durante a operação quando os avanços são mais elevados.

Para analisar a variação da potência ideal com o semi-ângulo de abertura do mandril procede-se de forma análoga ao anteriormente efectuado, mas agora fixou-se o avanço num valor intermédio, $a = 0.5$ mm/rot e seleccionaram-se os ângulos de $\alpha = 10, 30$ e $60°$. A figura seguinte apresenta o resultado obtido.



Relativamente à variação da potência ideal com o semi-ângulo de abertura do mandril verifica-se que à medida que a forma da peça tende para a geometria cilíndrica o processo torna-se mais exigente em termos energéticos.

Problema 21.4

Admita que pretende enformar uma chapa de aço macio através da aplicação de calores a meia espessura. Estime o valor mínimo da temperatura de aquecimento indispensável à realização desta operação.

Considere que a tensão limite elasticidade do aço $\sigma_e = 400\ MPa$, o módulo de elasticidade $E = 210000\ MPa$ e que o coeficiente de dilatação térmica $\alpha = 1.2x10^{-5}\ °C$.

Resolução

Admitindo que a largura por unidade de comprimento da zona aquecida é l, o aumento de largura, Δl, em consequência do aumento de temperatura, ΔT, será, em primeira aproximação,

$$\Delta l = \alpha\, l\, \Delta T$$

em que α é o coeficiente de dilatação térmica do material.

A extensão associada à dilatação da zona aquecida será então,

$$\varepsilon = \frac{\Delta l}{l} = \alpha\, \Delta T$$

No entanto, para que se verifique deformação plástica na chapa a tensão desenvolvida tem de ser da ordem de grandeza da tensão limite de elasticidade do material, σ_e. Usando a lei de Hooke para relacionar a extensão com a tensão, obtém-se,

$$\frac{\sigma_e}{E} = \alpha\, \Delta T \quad \Rightarrow \quad \Delta T = \frac{\sigma_e}{\alpha\, E}$$

Substituindo valores, conclui-se que o aumento de temperatura deverá ser igual a,

$$\Delta T = \frac{\sigma_e}{\alpha\, E} = \frac{400}{210000\ x\ 1.2x10^{-5}} = 159\ °C$$

Consequentemente, se a temperatura ambiente for 20 °C, então, o valor mínimo estimado para a temperatura de aquecimento a que se deverá realizar a operação de enformação com calores a meia espessura é igual a 179 °C.

Bibliografia

1. Avitzur B. and Yang C. T., Analysis of power spinning of cones, J. Engng. For Industry, Trans. ASME, 231, 1960.
2. Kobayashi S., Hall I. K. and Thomsen E. G., A theory of shear spinning of cones, J. Engng. For Industry, Trans. ASME, 485, 1961.
3. Kalpakcioglu S., A study of shear spinnability of metals, J. Engng. For Industry, Trans. ASME, 478, 1961.
4. Sortais H.C., Kobayashi, S. and Thomsen, E.G., Mechanics of conventional spinning, J. Engng. For Industry, Trans. ASME, 85, 346, 1963.
5. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
6. Park J. W., Kim Y. H. and Bae W. B., Analysis of tube spinning processes by the upper-bound stream-function method, J. Mat. Proc. Technology, 66, 195, 1997.
7. Vergés J. P. et Bernadou J. P., Fluotomage, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.
8. Jeswiet J., Incremental single point forming, NAMRC XXIX, 75, Florida, 2001.
9. Jeswiet J., Hagan E. and Szekeres A., Forming parameters for incremental forming of aluminum sheet metal, J. of Engineering Manufacture, 216, 1367, 2002.
10. Palten H. and Palten D., Metal spinning. From ancient art to high-tech industry, Metal Forming, 30, September, 2002.
11. Hagan E. and Jeswiet J. A review of conventional and modern single point sheet metal forming methods, J. of Engineering Manufacture, 217, 213, 2003.
12. Jeswiet J., Comunicação particular, 2004.
13. Bay N. Comunicação particular, 2004.

22. ESTAMPAGEM

22.1 Introdução

A estampagem, também designada por embutidura, é um processo tecnológico que permite fabricar peças com uma superfície não planificável a partir de chapa metálica plana (figura 22.1). Trata-se de um dos processos de transformação de chapa metálica mais importantes, cujo campo de aplicação abrange um leque muito alargado de indústrias, de entre as quais se destacam como principais utilizadoras; a automóvel (painéis de portas, 'capots', depósitos, apoios, tampas de válvulas, etc.), a aeroespacial e aeronáutica (fuselagem, apoios, etc.), a de produtos alimentares, domésticos e decorativos (taças, panelas, tampas, tabuleiros, lava-louças, lavatórios, banheiras, candeeiros, etc.), a de electrodomésticos (painéis de frigoríficos, de máquinas de lavar, de fogões, de micro-ondas, de exaustores, de batedeiras, de vídeos, de aparelhagens de som, etc.) e a de produtos hospitalares (reservatórios, tabuleiros, etc.).

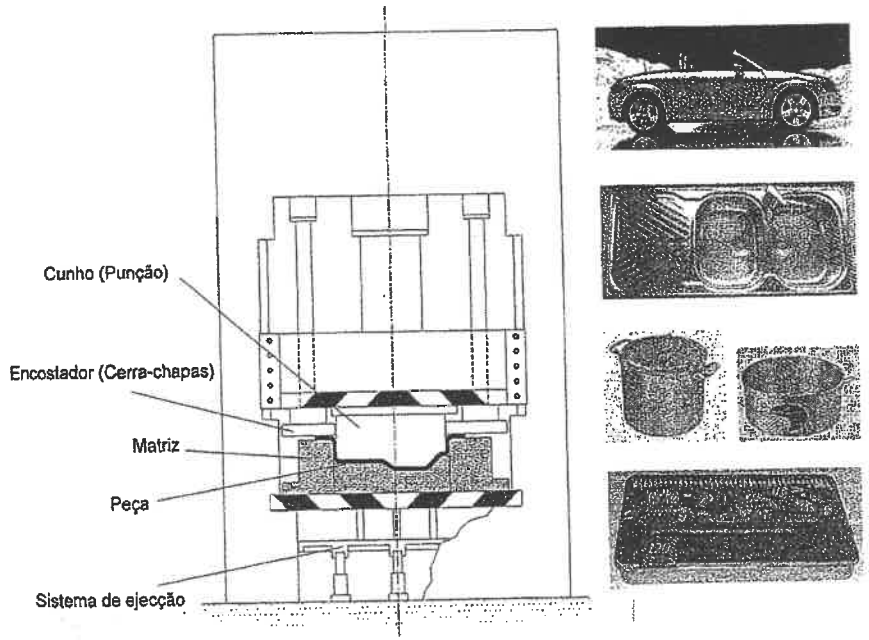


Figura 22.1 Representação esquemática de uma operação de estampagem numa prensa hidráulica e alguns exemplos de produtos fabricados por estampagem.

A estampagem pode considerar-se um processo tecnológico de elevada produtividade, onde as cadências médias de produção podem facilmente atingir a ordem das 5000 peças/hora. Naturalmente que este valor depende da complexidade e dimensões da peça que se está a produzir, pressupondo nos casos das maiores cadências uma alimentação da fita à ferramenta contínua.

Uma definição possível para estampagem, tomando como referência a figura 22.1, é a seguinte – trata-se de um processo tecnológico de transformação de chapa, no qual uma estampa plana de material metálico é forçada a escoar controladamente pela acção de um encostador[1] para o interior de uma matriz, em consequência da actuação de um cunho, dando origem a uma peça oca com a geometria definida pelo cunho e pela matriz e onde a espessura pouca variação sofre relativamente ao seu valor inicial.

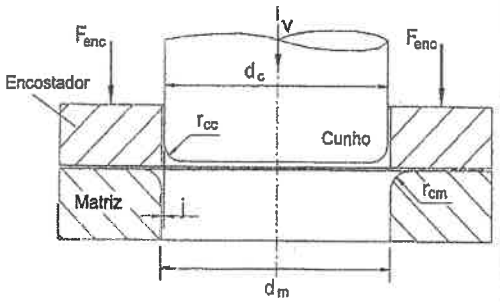
A apresentação deste processo de fabrico permite concluir que a forma das peças que se podem produzir é muito variada, sendo mesmo habitual classificar a estampagem através da geometria básica das peças que se podem obter – estampagem de peças cilíndricas, estampagem de peças cónicas, estampagem de peças rectangulares e estampagem de formas complexas, compreendendo esta última classe todas as peças que não são possíveis de incluir nas restantes operações. Naturalmente que cada uma destas operações tem características próprias, cujo estudo analítico se revela difícil de fazer para a maioria dos casos. Por este motivo, a metodologia de análise que se irá seguir neste capítulo envolve um estudo detalhado da estampagem cilíndrica, seguindo-se uma discussão sobre os principais parâmetros que influenciam a operação, reservando-se para a parte final uma avaliação das principais especificidades associadas aos outros tipos de estampagem atrás mencionados, usando essencialmente as conclusões apreendidas durante a apresentação da teoria da estampagem cilíndrica.

22.2 Nomenclatura e mecanismo básico de deformação

Antes de se iniciar a análise detalhada das tensões e deformações que surgem durante a estampagem, interessa definir a nomenclatura que irá ser usada no decurso deste capítulo, bem como introduzir as características físicas do modo como a deformação plástica se desenvolve neste processo.

Considerando a figura 22.2 verifica-se que a ferramenta é constituída pelos seguintes elementos básicos: um cunho de diâmetro d_c, com raio de canto r_{cc} e uma matriz de diâmetro d_m, com um raio de canto r_{cm}. Os lados do cunho e da matriz encontram-se afastados por uma folga j (designada, por isso, também por folga radial ou folga por lado), geralmente superior à espessura inicial da chapa, podendo, por vezes, ser inferior. Existe ainda um encostador que aplica uma força F_{enc} na extremidade da estampa plana que irá controlar o escoamento da aba para o interior da matriz durante o processo.

[1] O encostador também é habitualmente designado por cerra-chapas.



Legenda:
d_c – diâmetro do cunho
d_m – diâmetro da matriz
j – folga radial entre o cunho e a matriz
r_{cc} – raio do canto do cunho
r_{cm} – raio do canto da matriz
F_{enc} – força aplicada pelo encostador
v – velocidade de estampagem

Figura 22.2 Nomenclatura utilizada na estampagem.

Para se compreender a mecânica da deformação na estampagem considere-se a figura 22.3 onde se apresentam quatro posições características desta operação.

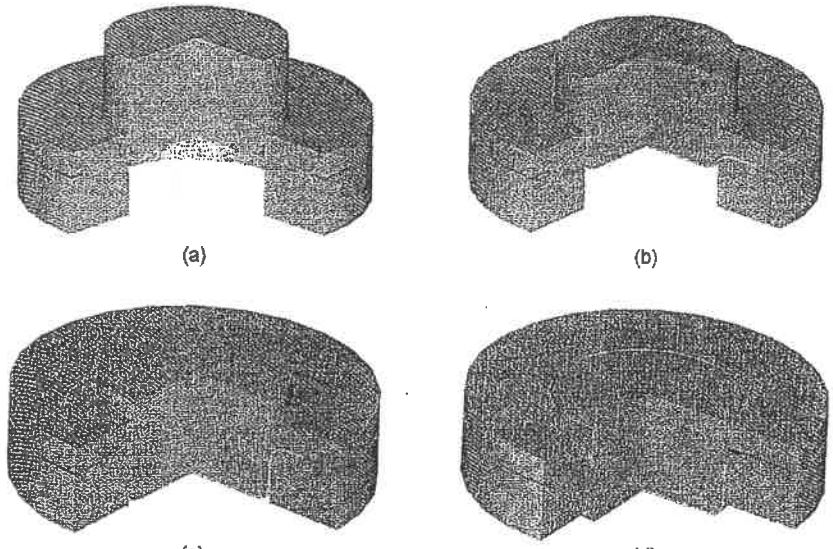


Figura 22.3 Principais estágios de uma operação de estampagem cilíndrica; a) avanço do cunho em direcção à chapa, b) final da 1ª fase e início da 2ª fase de estampagem, c) 2ª fase de estampagem e d) final da operação.

A primeira, figura 22.3 a), corresponde ao início da operação, quando o cunho avança em direcção à chapa com uma velocidade v e o encostador aplica uma força F_{ano}, sujeitando a estampa plana de encontro à matriz. Interessa aqui referir que neste processo as superfícies das peças obtidas não são planificáveis, pelo que a determinação das dimensões da estampa plana deverá ser feita admitindo a conservação de volume. No entanto, é habitual admitir-se que a variação de espessura da chapa durante o processo é pouco significativa, o que permite simplificar o cálculo, uma vez que com esta hipótese as dimensões da estampa plana podem ser determinadas a partir da igualdade de áreas entre a estampa inicial e a peça final. Este não deixa de ser um cálculo estimativo, geralmente corrigido por tentativa e erro, até porque a variação de espessura que a chapa irá sofrer durante a operação depende praticamente de todos os parâmetros operatórios envolvidos no processo, não sendo, por isso, fácil de estimar à partida.

Depois do cunho contactar a chapa inicia-se a primeira fase de estampagem (ver figura 22.3 b)), caracterizada pelo facto do material que se encontra sobre a matriz sujeitado pelo encostador estar em regime elástico. Porém, como o cunho continua a avançar, a área da peça vai aumentando, dando mesmo origem a uma configuração cónica na região da folga. Ora esta alteração de forma só é possível devida à perda de espessura que entretanto se vai dando nas zonas do fundo e do canto do cunho, em consequência da deformação plástica que sobrevém nessas zonas.

O movimento progressivo do cunho leva a que a zona da aba esteja cada vez mais solicitada, sendo a transmissão de forças para essa região feita através da zona cónica que, entretanto, se vai desenvolvendo. Este modo de deformação continuará até que se atinjam na zona da aba condições para que o material entre em deformação plástica. Nessa altura termina a primeira fase de estampagem e dá-se início à segunda fase (ver figura 22.3 c)), caracterizada por o material que se encontra na vizinhança do raio do canto da matriz e da aba entrar em deformação plástica e, por seu lado, as zonas do fundo e do canto do cunho reentrarem em domínio elástico, uma vez que a quantidade de material da estampa plana que é necessário puxar para o interior da matriz vai sendo cada vez menor.

A estampagem termina quando todo o material que se encontrava sobre a matriz entrar para o interior da matriz (no caso de se pretender efectuar uma taça sem aba), dando origem a uma taça de parede cilíndrica (ver figura 22.3 d)).

Na sequência da explicação do mecanismo físico da operação de estampagem surge a necessidade de se identificar com clareza as diferentes zonas que constituem a peça durante o processo. Deste modo, analisando a figura 22.4, na qual se mostra à esquerda a operação num instante da primeira fase de estampagem e à direita depois de já se ter

iniciado a segunda fase de estampagem, é possível estabelecer a seguinte nomenclatura, (que irá ser utilizada durante a apresentação deste capítulo):

Região *AB* – Zona do fundo da taça.

Região *BC* – Zona do canto do cunho.

Região *CD* – Zona inicialmente cónica que degenera na zona cilíndrica à medida que a estampagem progride.

Região *DE* – Zona do canto da matriz.

Região *EF* – Zona da aba.

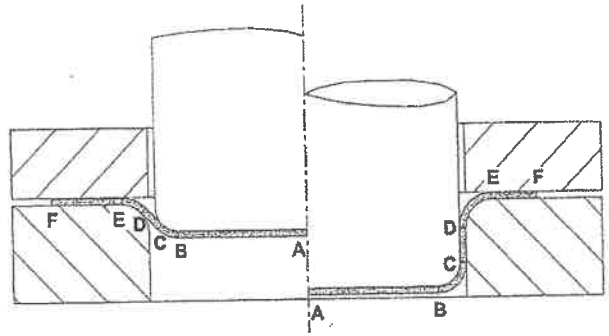


Figura 22.4 Diferentes zonas consideradas na estampa para a primeira (esquerda) e para a segunda fase de estampagem (direita).

Para que se possa efectuar uma análise detalhada das tensões e das deformações que se desenvolvem durante este processo tecnológico torna-se necessário estabelecer as equações gerais de equilíbrio.

22.3 Equações gerais de equilíbrio para peças de revolução

Para se estabelecer as equações gerais de equilíbrio considere-se o elemento infinitesimal $[CDEF]$, definido numa peça de revolução pelos planos $\pi_1\,[ABCD]$, $\pi_2\,[ABFE]$ e $\pi_3\,[DEGH]$, $\pi_4\,[CFGH]$, (figura 22.5). Os planos π_1 e π_2 são planos axiais que fazem um ângulo $d\theta$ entre si, enquanto que os planos π_3 e π_4, fazendo um ângulo $d\alpha$ entre si, são simultaneamente normais ao plano axial π (ver figura 22.6 a)) e aos planos tangentes à peça na zona da intersecção.

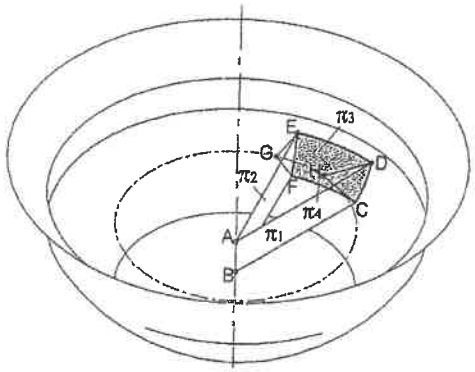


Figura 22.5 Elemento de volume infinitesimal definido numa peça de revolução.

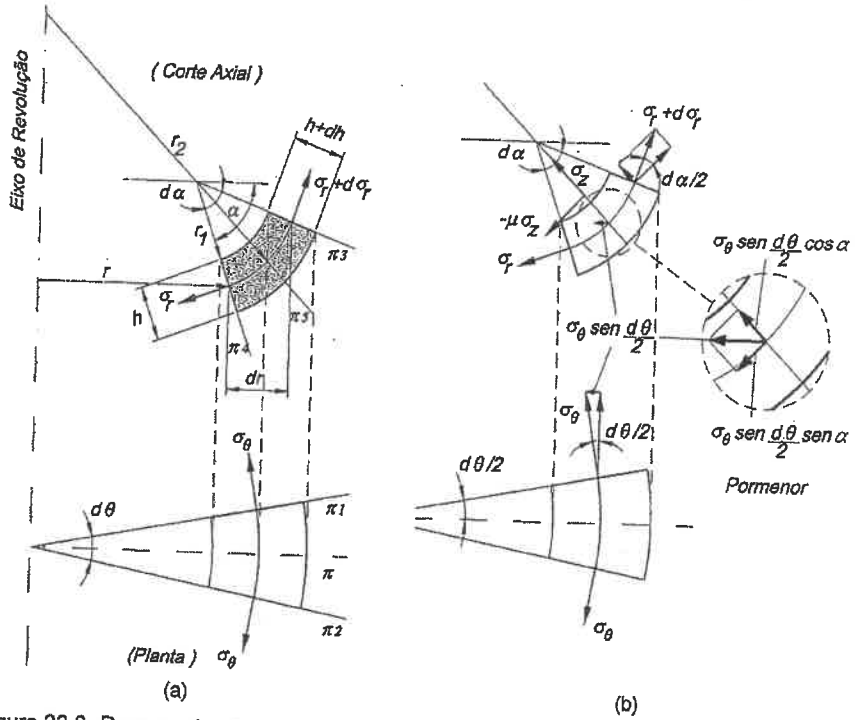


Figura 22.6 Representação do elemento de volume definido pelos planos π_1, π_2 e π_3, π_4; a) corte axial e planta e b) vistas de pormenor.

Antes de estabelecer as condições de equilíbrio interessa definir a principal nomenclatura usada na figura 22.6. Assim, tem-se que;

r é o raio da intersecção de um plano normal ao eixo de revolução.

r_1 é o raio de curvatura da intersecção pelo plano axial.

r_2 é o raio de curvatura da intersecção pelo plano π_5, o qual é simultaneamente normal ao plano π e ao plano tangente à superfície. Uma vez que o centro desta intersecção se localiza sobre o eixo de revolução, ao admitir-se que $d\alpha$ é infinitamente pequeno, pode escrever-se a seguinte relação de raios; $r = r_2 \cos\alpha$.

h ou $(h+dh)$ é a espessura.

α é o ângulo diedro do plano π_4 com um plano normal ao eixo de revolução.

σ_r é a tensão normal à face de intersecção com o plano π_4, a qual actua sobre uma superfície $(r\, d\theta\, h)$.

σ_θ é a tensão normal à face de intersecção com os planos π_1 e π_2, a qual actua sobre uma superfície $(r_1\, d\alpha\, h)$.

σ_z é a reacção normal ao cunho (embora a acção do cunho sobre a chapa origine compressão foi, no entanto, representado o seu sentido positivo), actuando sobre uma superfície $(r\, d\theta\, r_1\, d\alpha)$, a menos de infinitésimos de ordem superior.

$(-\mu\,\sigma_z)$ é a acção tangencial (de atrito) do cunho, sendo μ o coeficiente de atrito.

De notar que o sinal menos se deve ao facto de esta reacção ter o sentido positivo que se representa na figura (pois admite-se que a superfície tende a deslocar-se no sentidos dos raios r crescentes) e a tensão normal σ_z ser de compressão.

22.3.1 Equação de equilíbrio na direcção da espessura

A equação de equilíbrio na direcção da espessura (direcção da intersecção dos planos π e π_5) obtém-se a partir do seguinte equilíbrio de forças (ver figura 22.6),

$$\sigma_z\, r\, d\theta\, r_1\, d\alpha + 2\,\sigma_r\, r\, d\theta\, h\,\frac{d\alpha}{2} + 2\,\sigma_\theta\, r_1\, d\alpha\, h\,\frac{d\theta}{2}\cos\alpha = 0 \qquad (22.1)$$

o qual, após ser dividido por $(h\, r\, d\theta\, r_1\, d\alpha)$ e notando que $r_2 = r/\cos\alpha$, se pode escrever da forma a seguir indicada,

$$\frac{\sigma_z}{h} + \frac{\sigma_r}{r_1} + \frac{\sigma_\theta}{r_2} = 0 \qquad (22.2)$$

22.3.2 Equação de equilíbrio na direcção radial

A equação de equilíbrio na direcção radial (direcção normal a π_s) obtém-se a partir da seguinte condição de equilíbrio (ver figura 22.6), (desprezando os infinitésimos de ordem superior),

$$\left(\sigma_r + \frac{d\sigma_r}{dr}dr\right)(r+dr)\,d\theta\left(h+\frac{dh}{dr}dr\right) - \sigma_r\, r\, d\theta\, h + \\ + \mu\sigma_z\, r\, d\theta\, r_1\, d\alpha - 2\,\sigma_\theta\,\frac{d\theta}{2}r_1\, d\alpha\, h\,\operatorname{sen}\alpha = 0 \qquad (22.3)$$

Simplificando e eliminando os infinitésimos de ordem superior da equação (22.3), notando que $dr = r_1\, d\alpha\,\operatorname{sen}\alpha$ (ver figura 22.6 a)) e dividindo por $(dr\, r\, d\theta\, h)$ obtém-se,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{\mu\sigma_z}{h\,\operatorname{sen}\alpha} + \frac{\sigma_r}{h}\frac{dh}{dr} = 0 \qquad (22.4)$$

22.4 Estudo das tensões e das deformações durante a estampagem

Conforme foi referido § 22.2 existe um instante determinante para a operação (pelo menos em termos de síntese teórica) que estabelece a passagem da 1ª para a 2ª fase de estampagem. Também se viu que as condições de deformação plástica eram diferentes em cada uma destas fases. Por esta razão optou-se por apresentar a teoria da estampagem cilíndrica seguindo o modo como a operação se desenrola, separando, portanto, a análise de cada uma das zonas que constituem a taça em função do instante em que as mesmas se encontram na operação.

Existem algumas hipóteses que estarão presentes na análise que se irá fazer que devem, desde já, ser referidas. Quando se estuda a deformação plástica existem quatro condições que devem ser satisfeitas pelas tensões e pelos incrementos de extensão, nomeadamente;

1) As condições de equilíbrio. Definidas pelas equações de equilíbrio que foram estabelecidas no § 22.3.
2) O critério de plasticidade. Por questões de simplicidade adoptou-se o critério de plasticidade Tresca (ver § 4.2.2).
3) A compatibilidade das extensões e dos deslocamentos.
4) As leis constitutivas do material. Serão consideradas as leis de Levy-Mises (ver § 4.6.2), uma vez que o modelo adoptado para o material é rígido-perfeitamente plástico (ver § 5.7), para além de se admitir que é homogéneo e isotrópico.

22.4.1 Primeira fase da estampagem

Zona do fundo da taça

A figura 22.7 mostra a zona do fundo da taça durante a 1ª fase de estampagem. Esta é de facto a primeira zona da estampa plana a entrar em contacto com o cunho durante o seu movimento descendente.

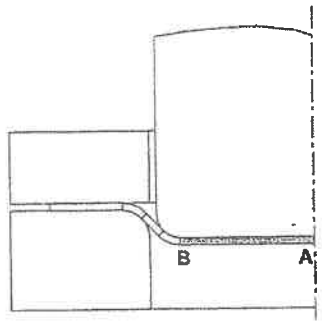


Figura 22.7 Zona do fundo da taça durante a 1ª fase de estampagem.

A primeira conclusão que se pode tirar deriva da equação de equilíbrio na direcção da espessura, equação (22.2), uma vez que devido à geometria da zona do fundo se tem $r_1 = r_2 = \infty$ e, por isso,

$$\frac{\sigma_z}{h} + \frac{\sigma_r}{r_1} + \frac{\sigma_\theta}{r_2} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_z = 0 \qquad (22.5)$$

Este resultado é importante porque revela que não existe contacto entre a zona do fundo da taça e o cunho. Na realidade, esta conclusão vem reforçada pelo facto de existir folga na ferramenta e surgir um momento flector que tende a afastar a zona do fundo da taça do cunho e a concentrar a acção deste na zona do canto do cunho. Nestas condições, a equação de equilíbrio na direcção radial, equação (22.4), simplifica-se,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \qquad (22.6)$$

A aplicação do critério de plasticidade a esta zona passa pela ordenação das tensões principais. Ora, durante a deformação plástica o fundo somente poderá expandir, levando

a que tanto a tensão tangencial, σ_θ, como a tensão radial, σ_r, sejam positivas. Admitindo que $\sigma_1 = \sigma_r$ e notando que $\sigma_3 = \sigma_z = 0$, então para que o critério de plasticidade de Tresca se verifique terá que a tensão radial ser igual à tensão limite de elasticidade, $\sigma_r = \sigma_e$. Esta conclusão aplicada à condição de equilíbrio, expressa agora pela equação (22.6), estabelece, pela univocidade do estado de tensão, que,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_e \tag{22.7}$$

Conclui-se, portanto, que a zona do fundo se encontra sujeita a um estado de tensão plano ($\sigma_z = 0$) e cilíndrico ($\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_e$).

Para se caracterizar o tipo de deformação existente na zona do fundo da taça durante a primeira fase de estampagem basta aplicar as condições definidas pelo estado de tensão às equações de Levy-Mises, obtendo-se,

$$\begin{aligned}
d\varepsilon_r &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_r - \frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_z)\right] \quad \Rightarrow \quad d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left(\frac{1}{2}\sigma_e\right) \\
d\varepsilon_\theta &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_z)\right] \quad \Rightarrow \quad d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left(\frac{1}{2}\sigma_e\right) \\
d\varepsilon_z &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_z - \frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_r)\right] \quad \Rightarrow \quad d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left(-\sigma_e\right)
\end{aligned} \tag{22.8}$$

Ou seja, a zona do fundo está sujeita a um estado de deformação caracterizado por uma expansão homotética com perda de espessura. Na verdade, nesta fase da operação a alteração da geometria da peça é assegurada exactamente pela redução de espessura que se verifica tanto no fundo da taça, como no canto do cunho, como se mostrará mais adiante.

Zona do canto do cunho

Na figura 22.8 identifica-se a zona do canto do cunho, a qual se vai formando com o material que, entretanto, flui a partir da zona do fundo da taça.

Com a progressão do cunho o material nesta zona vai escorregando no sentido dos raios crescentes sobre a superfície do cunho e consequentemente envolvendo o canto do cunho. No entanto, este mecanismo de deformação só é possível devido à dobragem instantânea que se verifica existir no ponto *C*. No início do processo o ponto de dobragem coincidiu com o ponto *B*, mas à medida que a estampagem vai prosseguindo o ponto da dobragem instantânea vai-se afastando no sentido dos raios crescentes.

Esta descrição evidencia a coexistência de três fenómenos diferentes que contribuem para a formação da zona do canto do cunho; i) o da expansão, regido por um mecanismo análogo ao que se verificou existir na zona do fundo da taça, ii) o do atrito, presente enquanto o material escorregar sobre a superfície do canto do cunho e iii) o da dobragem instantânea no ponto *C*. Naturalmente que existindo nesta zona um regime de deformação plástica, a análise das tensões deveria fazer-se considerando os três fenómenos intervenientes conjuntamente. Porém, a complexidade envolvida em tal estudo aconselha a que cada um deles seja analisado isoladamente e a sua influência tomada como uma parcela do mecanismo global.

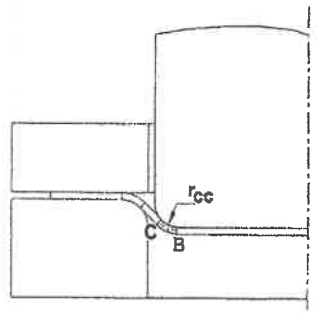


Figura 22.8 Zona do canto do cunho da taça durante a 1ª fase de estampagem.

Iniciando a análise de tensões no canto do cunho com o mecanismo de expansão pode admitir-se que nesta zona o raio r e, consequentemente, o raio r_2 é muito maior que a espessura, h, e do que o raio do canto do cunho, $r_1 = r_{cc}$. Nestas condições, a equação de equilíbrio na direcção da espessura, equação (22.2), simplifica-se, uma vez que o terceiro termo é desprezável em face dos outros dois, obtendo-se para a tensão segundo a espessura,

$$\sigma_z = -\sigma_r \frac{h}{r_{cc}} \tag{22.9}$$

O sinal negativo nesta equação significa que o cunho promove uma tensão de compressão contra a chapa, embora o seu valor em módulo seja menor do que o da tensão radial, σ_r, uma vez que o raio do canto do cunho, r_{cc}, normalmente é superior à espessura, h.

À semelhança da zona do fundo da taça, também o facto do mecanismo de deformação ser essencialmente de expansão indicia que tanto a tensão radial, como a

tangencial são positivas. Admitindo que a maior delas é a radial, $\sigma_1 = \sigma_r$, a aplicação do critério de plasticidade de Tresca conduz a que,

$$\sigma_r - \sigma_z = \sigma_r\left(1+\frac{h}{r_{cc}}\right) = \sigma_e \quad \Rightarrow \quad (\sigma_r)_{exp} = \frac{\sigma_e}{\left(1+\frac{h}{r_{cc}}\right)} \tag{22.10}$$

em que $(\sigma_r)_{exp}$ é a tensão radial que resulta do mecanismo de expansão. Uma vez que se considera que a tensão limite de elasticidade é constante e, portanto, $d\sigma_r/dr = 0$, a equação (22.4) de equilíbrio na direcção radial, estabelece que $\sigma_r = \sigma_\theta$. Conclui-se, assim, que devido ao mecanismo de expansão o estado de tensão que sobrevém na zona do canto do cunho é cilíndrico ($\sigma_r = \sigma_\theta$), porém com a tensão segundo a espessura de compressão, conforme indicado na equação (22.9). De referir que este fenómeno da expansão é tanto mais intenso quanto maior for o raio do canto do cunho e menor a espessura da chapa, em virtude deste sentido de variação destas variáveis processuais fazerem aumentar tanto o valor da tensão radial, como da tangencial.

Para avaliar a influência do atrito no canto do cunho considere-se a figura 22.9 onde se mostram em pormenor as tensões normais e de corte que actuam nesta região. Assim, para determinar as tensões que actuam nesta região por acção do atrito é habitual considerar-se que o raio r é muito grande e que entre os pontos B e C a variação de espessura é desprezável. Estas hipóteses permitem simplificar a equação de equilíbrio da direcção radial, equação (22.4), para a seguinte forma,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\mu\sigma_z}{h\,\mathrm{sen}\,\alpha} = 0 \tag{22.11}$$

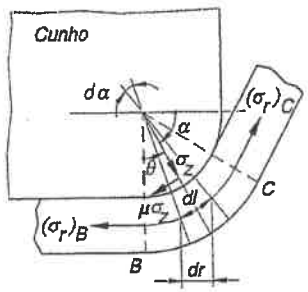


Figura 22.9 Pormenor da zona do canto do cunho mostrando as tensões de corte devidas ao atrito.

Substituindo, agora, o valor da tensão σ_z, dado pela equação (22.9), e notando que $dr = dl.\mathrm{sen}\,\alpha$, com $dl = r_{cc}d\alpha$, e que $d\alpha = -d\theta$ (ver figura 22.9), a equação de equilíbrio (22.11) fica igual a,

$$\frac{d\sigma_r}{\sigma_r} = -\mu\, d\alpha = \mu\, d\theta \tag{22.12}$$

ou, após integração da equação diferencial,

$$\ln\sigma_r = \mu\,\theta + C \tag{22.13}$$

A condição de fronteira que permite calcular a constante de integração, C, estabelece que para $\theta = 0$ a tensão radial vale $\sigma_r = (\sigma_r)_B$. Assim, a distribuição da tensão radial na zona do canto do cunho devida exclusivamente ao atrito vem dada por[2],

$$\sigma_r = (\sigma_r)_B\, e^{\mu\theta} \tag{22.14}$$

Então, o incremento da tensão radial no canto do cunho devido ao atrito, $(\Delta\sigma_r)_{atrito}$, será dado pela diferença entre o valor da tensão radial no ponto C e no ponto B, ou seja,

$$(\Delta\sigma_r)_{atrito} = (\sigma_r)_C - (\sigma_r)_B = (\sigma_r)_B\left(e^{\mu\theta_{BC}} - 1\right) \tag{22.15}$$

Este é, portanto, o incremento de tensão radial que terá que ser adicionado à tensão radial determinada anteriormente para o ponto C, (equação 22.10), de modo a incluir a existência de atrito na zona do canto do cunho.

O estudo das tensões no canto do cunho fica completo com a análise da dobragem instantânea no ponto C. À semelhança das simplificações efectuadas para o estudo do atrito, também neste caso é habitual considerar que o raio r é muito grande quando comparado tanto com a espessura, h, como com o raio do canto do cunho, r_{cc}. Deste modo, este estudo resume-se à análise efectuada no problema 13.4 do *Capítulo 13*, no qual se mostrou que associada à dobragem instantânea existe uma descontinuidade de força na direcção radial dada por (depois de adaptada à nomenclatura que está a ser usada na estampagem),

$$\Delta F = \frac{F_Y\, h}{4\, r_{cc}}\left\{1+\left(\frac{F}{F_Y}\right)^2\right\} \tag{22.16}$$

[2] Neste capítulo a exponencial é representada pelo símbolo 'e' em vez de 'exp' que vinha sendo utilizado nos capítulos anteriores para evitar duplicações de sentido com o subscripto 'exp' usado para designar 'expansão'.

Uma vez que $F_y = \sigma_e b\, h$ e $F = (\sigma_r)_c b\, h$, sendo b o 'perímetro' no ponto C, a expressão da descontinuidade da força fica igual a,

$$\Delta F = \frac{\sigma_e b\, h^2}{4\, r_\infty}\left\{1+\left(\frac{(\sigma_r)_c}{\sigma_e}\right)^2\right\} \qquad (22.17)$$

Nestas condições, a dobragem instantânea no ponto C introduz uma descontinuidade na tensão radial dada por,

$$(\Delta\sigma_r)_{dob} = \frac{\Delta F}{b\, h} = \frac{\sigma_e h}{4\, r_\infty}\left\{1+\left(\frac{(\sigma_r)_c}{\sigma_e}\right)^2\right\} \qquad (22.18)$$

Resumindo o estudo de tensões efectuado para o canto do cunho, pode dizer-se que para cada instante da estampagem o ponto mais solicitado desta zona é o ponto C, tendo aplicada na direcção tangencial uma tensão de tracção, σ_θ, que resulta no essencial do mecanismo de expansão, dada pela equação (22.10), na direcção da espessura uma tensão de compressão, σ_z, dada pela expressão (22.9), e na interface material cunho uma tensão de corte que deriva da existência desta última tensão normal. Porém, a maior das tensões que actua no ponto C é sem dúvida a tensão radial, a qual recebe a contribuição dos três fenómenos atrás referidos, sendo determinada a partir de,

$$(\sigma_r)_C = (\sigma_r)_{exp} + (\Delta\sigma_r)_{atrito} + (\Delta\sigma_r)_{dob} \qquad (22.19)$$

em que $(\sigma_r)_{exp}$ é a tensão radial que resulta da expansão (equação (22.10)), $(\Delta\sigma_r)_{atrito}$ o incremento de tensão radial devido ao atrito (equação (22.15) e $(\Delta\sigma_r)_{dob}$ o incremento de tensão radial devida à dobragem com forças de tracção que existe em cada instante no ponto C.

No que se refere ao tipo de deformação existente na zona do canto do cunho, e em particular do ponto C, sabe-se que $\sigma_r > \sigma_\theta > 0$ e que $\sigma_z < 0$. Então, durante a primeira fase de estampagem o tipo de deformação que sobrevém na zona do canto do cunho pode ser avaliado qualitativamente através das equações de Levy-Mises,

$$\begin{aligned} d\varepsilon_r &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_r - \frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_z)\right] > 0 \\ d\varepsilon_\theta &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_z)\right] > 0 \\ d\varepsilon_z &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_z - \frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_r)\right] < 0 \end{aligned} \qquad (22.20)$$

Ou seja, a zona do canto do cunho está sujeita a um estado de deformação caracterizado pela expansão biaxial do material no sentido dos raios crescentes, com a consequente redução de espessura. Todavia, a relação entre as extensões depende de praticamente todas as variáveis processuais da estampagem, ou seja, de um modo directo do raio do canto do cunho, das características mecânicas e geométricas da matéria prima, do tipo de atrito existentes na interface canto do cunho/chapa, conforme se viu, e de um modo indirecto das condições que são necessárias induzir na aba para assegurar a sua deformação plástica.

Zona cónica

A figura 22.10 mostra a zona cónica que se forma durante a primeira fase da estampagem.

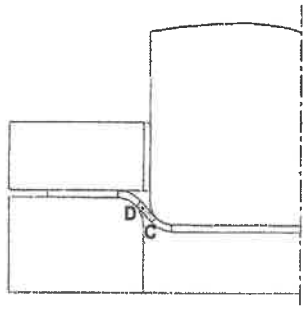


Figura 22.10 Zona cónica da taça durante a 1ª fase de estampagem.

Pelo facto de nesta região não haver solicitações exteriores segundo a espessura tem-se que $\sigma_z = 0$. Por outro lado, admitindo que a geratriz $\overline{CD}$ é perfeitamente rectilínea, resulta da equação de equilíbrio segundo a espessura, equação (22.2), que também a tensão tangencial terá que ser nula, $\sigma_\theta = 0$, pois $r_t = \infty$. Concluiu-se, assim, que a zona cónica está sujeita a um estado de tensão uniaxial de tracção, por ser a tensão radial a única que é diferente de zero e positiva.

Para se conhecer a evolução da tensão radial na zona cónica, começa-se por aplicar à equação de equilíbrio na direcção radial, equação (22.4), as condições já conhecidas, admitindo adicionalmente que não existe variação de espessura, obtendo-se,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r}{r} = 0 \;\Rightarrow\; \frac{d\sigma_r}{\sigma_r} + \frac{dr}{r} = 0 \qquad (22.21)$$

Integrando esta equação, chega-se a,

$$\ln\sigma_r + \ln r = C_1 \quad \Rightarrow \quad \sigma_r\, r = C_2 \tag{22.22}$$

em que C_1 e C_2 são constantes de integração. Este resultado é muito importante pois revela que a zona cónica durante a primeira fase de estampagem assegura a transmissão das solicitações da zona do canto do cunho para as regiões superiores da estampa plana (zona do canto da matriz e aba). De facto, a expressão (22.22) pode ser escrita, em conformidade com a nomenclatura usada na figura 22.11, do seguinte modo,

$$(\sigma_r)_D = \frac{r_C}{r_D}(\sigma_r)_C \tag{22.23}$$

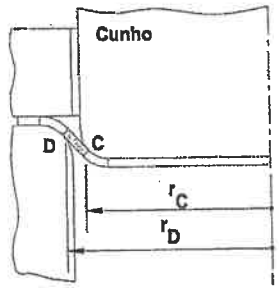


Figura 22.11 Pormenor da zona cónica da taça durante a 1ª fase de estampagem.

A análise da equação (22.23) permite retirar algumas conclusões adicionais sobre a zona cónica, como seja o facto de esta região permanecer sempre em regime elástico. De facto, admitindo que o valor máximo que a tensão radial pode atingir no ponto *C*, depois da dobragem, é a tensão limite de elasticidade, $(\sigma_r)_C = \sigma_e$, por o estado de tensão da zona cónica ser uniaxial e ainda por ser $r_D > r_C$, resulta que a tensão no ponto *D* terá que ser sempre inferior à tensão limite de elasticidade, $(\sigma_r)_D < \sigma_e$, condição que justifica o regime elástico em toda a extensão da zona cónica.

Convém ainda salientar que durante a primeira fase de estampagem a tensão radial no ponto *D* vai aumentando progressivamente, não só por a tensão radial no ponto *C* estar continuamente a aumentar, como também por a relação de transmissão na zona cónica (entenda-se por relação de transmissão o rácio entre os raios r_C/r_D) ir tendendo para a unidade. Com a progressão do cunho este mecanismo vai continuando até que se atinja em *D* a tensão necessária para se iniciar a estampagem (deformação plástica) das zonas do canto da matriz e da aba.

No que se refere às deformações estas serão regidas pela lei de Hooke uma vez que a zona cónica permanece em regime elástico. Uma vez que o estado de tensão actuante nesta zona é de tracção uniaxial, as extensões radiais serão positivas e as extensões tangenciais e segundo a espessura serão negativas, $\varepsilon_\theta = \varepsilon_z = -(\nu\sigma_r)/E$. Conforme foi referido quando se introduziu o mecanismo físico da estampagem, durante a primeira fase de estampagem as zonas do fundo da taça e do canto do cunho encontram-se em regime plástico, com as características estudadas, enquanto que a zona cónica, do canto da matriz e aba permanecem em regime elástico. Torna-se, assim, necessário conhecer as condições que estabelecem a transição entre este modo de deformação e aquele que irá permitir a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba, ou por outras palavras a estampagem da aba. Deste modo, torna-se necessário estudar o modo como se processa a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba, ou seja, da 2ª fase de estampagem e, em particular, saber o valor da tensão radial que é necessário induzir em *D* para que a deformação plástica se inicie nestas zonas superiores da estampa.

22.4.2 Segunda fase da estampagem

Zona da aba, sem encostador

A figura 22.12 apresenta a zona da aba admitindo que a estampagem se efectua sem encostador.

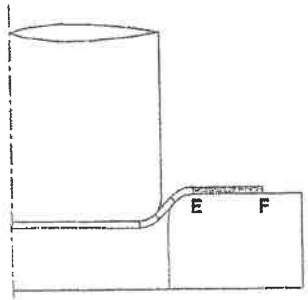


Figura 22.12 Zona da aba durante a 2ª fase de estampagem.

As condições de deformação plástica da aba que se encontram representadas na figura anterior estão geralmente associadas à estampagem de chapa espessa ou então quando a operação se desenrola a quente. Não obstante, a análise da deformação plástica da aba nestas condições tem a vantagem de permitir fazer o estudo sem que

intervenham os parâmetros operatórios associados ao uso de encostador, para além de tornar evidente a razão pela qual o sucesso de certas operações de estampagem depende da utilização do encostador.

Seguindo a mesma metodologia usada na análise das tensões nas outras zonas da peça, as características geométricas da aba, $r_1 = r_2 = \infty$, aplicadas na equação de equilíbrio segundo a espessura, equação (22.2), indicam que $\sigma_z = 0$, uma vez que σ_r, σ_θ e h são quantidades finitas e diferentes de zero. Então, desprezando a variação de espessura desta região, a equação de equilíbrio da direcção radial, equação (22.4), reduz-se a,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \qquad (22.24)$$

Para se introduzir a condição de plasticidade nesta equação tem que se conhecer a natureza das tensões que actuam na aba, para além daquela que já foi determinada, $\sigma_z = 0$. O modo mais simples de o fazer é recorrer à periferia da aba (ponto F), onde também a tensão radial é nula, $(\sigma_r)_F = 0$, por não haver forças aplicadas. Ora, como durante a deformação plástica da aba o perímetro sofre redução, conclui-se que a tensão tangencial só pode ser de compressão, $\sigma_\theta < 0$. Esta conclusão aplicada à condição de equilíbrio na direcção radial, expressa pela equação (22.24), revela que $d\sigma_r/dr < 0$, uma vez que o outro termo é positivo, $((\sigma_r - \sigma_\theta)/r) > 0$. Assim, se a tensão radial é nula na periferia e a sua variação com o raio é negativa, significa que a tensão radial é de tracção e que aumenta no sentido dos raios menores, ou seja, à medida que a secção em estudo se desloca na direcção do ponto E. Em conclusão, o estado de tensão que caracteriza a deformação plástica da aba é definido por,

$$\sigma_1 = \sigma_r > 0 \qquad \sigma_2 = \sigma_z = 0 \qquad \sigma_3 = \sigma_\theta < 0 \qquad (22.25)$$

Nestas condições, o critério de plasticidade de Tresca estabelece que $(\sigma_r - \sigma_\theta) = \sigma_e$ e, portanto, a equação de equilíbrio da direcção radial reduz-se a,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_e}{r} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_r = -\sigma_e \ln r + C \qquad (22.26)$$

Para determinar a constante de integração C usa-se a condição de fronteira associada ao ponto F que estabelece que para o raio exterior, $r = r_F$, a tensão radial é nula, $\sigma_r = (\sigma_r)_F = 0$. Deste modo, as tensões que actuam na aba têm a seguinte distribuição,

$$\sigma_r = \sigma_e \ln\frac{r_F}{r} \qquad \sigma_z = 0 \qquad \sigma_\theta = (\sigma_r - \sigma_e) = \sigma_e\left(\ln\frac{r_F}{r} - 1\right) \qquad (22.27)$$

Na figura 22.13 apresenta-se a evolução destas tensões para um dado instante da 2ª fase de estampagem, ou seja, para uma dada configuração da aba definida pelo raio exterior desse instante, r_F.

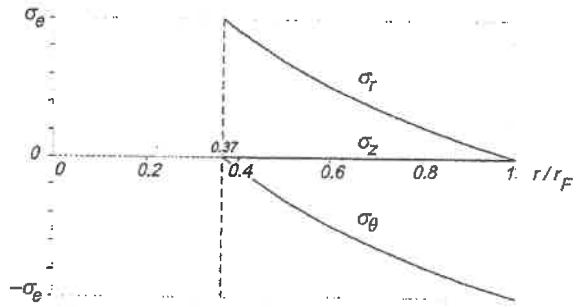


Figura 22.13 Evolução das tensões radial, tangencial e segundo a espessura na aba para um dado instante da 2ª fase de estampagem.

Interessa agora avaliar a validade física da tensão radial na aba poder vir a atingir o valor da tensão limite de elasticidade, o que acontecerá quando tal secção (nesta análise vai admitir-se que esta secção coincide com a do ponto E, embora tal facto possa não ser assim, ver figura 22.12) verificar a seguinte relação de raios,

$$(\sigma_r)_E = \sigma_e \ln\frac{r_F}{r_E} = \sigma_e \quad \Rightarrow \quad r_E = e^{-1} r_F \quad \Rightarrow \quad r_E \cong 0.37\, r_F \qquad (22.28)$$

Nestas condições, a única tensão diferente de zero é a tensão radial e, pelo critério de plasticidade, igual à tensão limite de elasticidade. Para analisar as consequências deste estado de tensão, que por hipótese se admitiu acontecer no ponto E, considere-se a equação de equilíbrio na direcção radial sem se desprezar a variação de espessura,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{\sigma_r}{h}\frac{dh}{dr} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_e\left(\frac{1}{r} + \frac{1}{h}\frac{dh}{dr}\right) = 0 \qquad (22.29)$$

Uma vez atingida no ponto E a tensão limite de elasticidade, $(\sigma_r)_E = \sigma_e$, a respectiva variação com o raio será naturalmente nula, $d\sigma_r/dr = 0$. Quer isto dizer que para haver equilíbrio, ou seja, para satisfazer a equação (22.29), a variação de espessura com o raio tem que ser negativa, $dh/dr < 0$, uma vez que $\sigma_\theta = 0$. Na verdade, esta condição revela que a deformação plástica da aba cessará para dar lugar ao aparecimento de uma

estricção localizada no ponto E, pois na vizinhança desta secção a redução do raio implica um aumento da espessura (ou redução de espessura no sentido dos raios maiores).

Fica assim provado que a tensão radial na zona de transição da aba para o canto da matriz (ponto E) tem que ser inferior à tensão limite de elasticidade do material para que possa haver deformação plástica em toda aba. Nesta conformidade é habitual definir o quociente $r_E/r_F = 0.37$ como a relação teórica mínima de estampagem (ver também § 22.5). Deve, no entanto, acentuar-se que este limite foi determinado considerando apenas a existência da aba, não correspondendo, por isso, aos valores que se verificam na prática, os quais têm que ser obviamente superiores, conforme se irá mostrar.

Passando agora à análise das deformações da aba, a aplicação das leis constitutivas de Levy-Mises conduzem a que os incrementos de extensão sejam dados por,

$$\begin{aligned} d\varepsilon_\theta &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{1}{2}\sigma_r\right] < 0 \\ d\varepsilon_r &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_r - \frac{1}{2}\sigma_\theta\right] > 0 \\ d\varepsilon_z &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[-\frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_r)\right] \end{aligned} \qquad (22.30)$$

Então, em cada instante da estampagem o incremento da extensão tangencial é negativo, enquanto que o incremento da extensão radial é positivo. Uma vez que a compatibilidade das deformações exige que a soma dos três incrementos de extensão seja nula, significa que o incremento de extensão segundo a espessura, $d\varepsilon_z$, tanto pode ser positivo, como negativo, consoante a intensidade relativa entre o valor da tensão tangencial e radial. De facto, existe em cada instante da estampagem uma secção na aba que não varia de espessura, cuja posição pode ser determinada através de,

$$d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[-\frac{1}{2}(\sigma_\theta + \sigma_r)\right] = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_r = -\sigma_\theta \qquad (22.31)$$

Este resultado mostra que a secção que instantaneamente não varia de espessura é aquela em que o efeito do aumento de espessura originado pela tensão tangencial é anulado pelo efeito contrário de redução de espessura devida à tensão radial, ou seja,

$$\sigma_\theta \ln\frac{r_F}{r} = -\sigma_\theta\left(\ln\frac{r_F}{r} - 1\right) \quad \Rightarrow \quad (r)_{\Delta h=0} = e^{-\frac{1}{2}} r_F \quad \Rightarrow \quad (r)_{\Delta h=0} = 0.606\, r_F \qquad (22.32)$$

Então, para raios superiores a $0.606\, r_F$ a espessura da aba aumenta, tanto mais quanto maior for o raio, enquanto que para raios inferiores a $0.606\, r_F$ a espessura da aba sofre reduções, tanto maiores quanto menor o raio, em conformidade com a redução do módulo da tensão tangencial e o aumento da tensão radial. A este propósito deve assinalar-se que se a operação de estampagem possuir logo no início uma relação de raios tal que $r_E \le 0.606\, r_F$ somente haverá aumento de espessura na aba. Neste tipo de estampagem sem encostador é possível determinar o incremento de espessura que a aba sofre na sua extremidade (ponto F). Como se viu, nessa secção o estado de tensão é de compressão uniaxial, conduzindo à seguinte relação entre os incrementos de extensão,

$$d\varepsilon_\theta = -2\, d\varepsilon_r = -2\, d\varepsilon_z \qquad (22.33)$$

Então, entre dois instantes de estampagem, por exemplo entre o instante inicial, t_0, e um instante posterior, t, a extensão tangencial pode ser calculada e consequentemente a espessura,

$$\varepsilon_\theta = \ln\left(\frac{(r_F)_t}{(r_F)_{t_0}}\right) \quad \Rightarrow \quad \varepsilon_z = -\frac{1}{2}\ln\left(\frac{(r_F)_t}{(r_F)_{t_0}}\right) \quad \Rightarrow \quad h_t = h_0\left(\frac{(r_F)_{t_0}}{(r_F)_t}\right)^{1/2} \qquad (22.34)$$

em que h_0 é a espessura da extremidade da aba no instante inicial e h_t é a espessura da extremidade da aba correspondente ao instante t. Conclui-se, assim, que na região exterior da aba podem verificar-se aumentos finais de espessura da ordem dos 30~40% (para relações de raio da ordem dos 0.5~0.6), embora em cada instante a diferença da espessura ao longo do raio não ultrapasse os 5%.

Ainda relacionado com a deformação pode surgir um fenómeno de instabilidade na aba, por presso-flexão, anómalo para a peça e que tem origem na periferia da aba, onde predominam as tensões tangenciais de compressão (ver figura 22.14 a)). A consequência para a peça que se está a estampar é catastrófica, pois este mecanismo de deformação provoca o 'engelhamento' da aba, conforme se pode ver esquematicamente na figura 22.14 b) ou na figura 22.14 c) para uma taça cilíndrica com aba em latão ou ainda na figura 22.14 d) para uma taça de fundo esférico em aço inoxidável em que a parede vertical está engelhada em consequência de ter sido feita com material que escoou da aba.

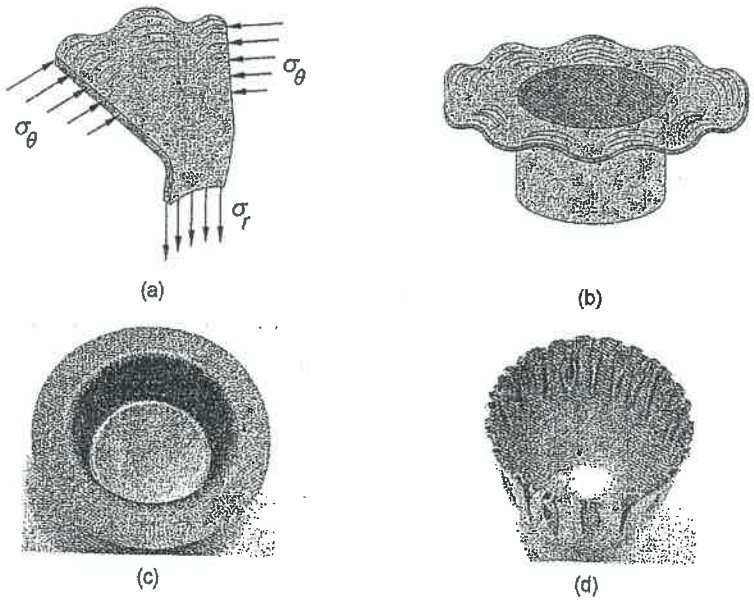


Figura 22.14 Representação do engelhamento da zona da aba; a) região onde predominam as tensões tangenciais de compressão, b) representação esquemática de uma aba engelhada, c) taça cilíndrica com engelhamento da aba e d) taça de fundo esférico com parede engelhada.

Este fenómeno do engelhamento, pernicioso para a operação de estampagem, pode ser controlado com o uso de encostador, o qual pode ser posicionado a uma distância fixa da matriz (superior à espessura inicial da chapa para permitir o aumento de espessura periférico da aba) ou em alternativa, e de uso muito mais frequente, aplicando uma força constante sobre a aba. Através deste procedimento consegue assegurar-se que a aba permaneça plana sobre a matriz durante a deformação plástica.

Para se avaliar os parâmetros operatórios que mais contribuem para o aparecimento do engelhamento da aba, sabe-se que a força que origina a instabilidade por presso-flexão é dada em termos genéricos por (ver § 17.2.6),

$$P_{crit} = C\frac{E\,I}{L^2} \tag{22.35}$$

em que C é uma constante que depende do tipo de fixação, E é o módulo de elasticidade do material, I o momento de inércia da secção e L o comprimento livre sujeito à força. Fazendo a analogia com os parâmetros da estampagem tem-se que a força aplicada na extremidade da aba é proporcional à tensão limite de elasticidade do material e à espessura da chapa, $P \propto (\sigma_e h)$, por outro lado, o momento de inércia da secção onde esta força se exerce é proporcional ao cubo da espessura, $I \propto h^3$, e o comprimento livre será o perímetro, ou em alternativa, proporcional ao comprimento da aba, $L \propto (r_F - r_E)$, já que a zona cilíndrica/cónica da taça impede o engelhamento, pelo menos nas regiões que lhe são vizinhas. Deste modo, a força crítica para a qual o engelhamento sobrevirá será proporcional às seguintes variáveis,

$$P_{crit} \propto \frac{E\,h^3}{(r_F - r_E)^2} \tag{22.35a}$$

Este resultado permite concluir que a propensão à instabilidade da aba é tanto maior quanto maior for a tensão limite de elasticidade, σ_e, e menor o módulo de elasticidade, E, do material que se está a estampar e ainda quanto menor for a espessura da chapa, h, e maior o comprimento da aba, $(r_F - r_E)$. Apenas como valor indicativo pode acrescentar-se que sempre que a espessura da estampa for inferior a 2 mm a estampagem deve ser efectuada com encostador.

Zona da aba, com encostador

A utilização de encostador na estampagem (ver figura 22.15) irá naturalmente alterar a evolução das tensões na aba.

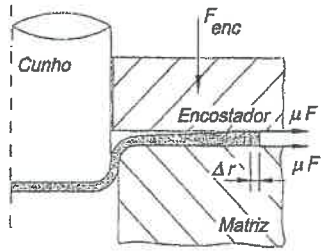


Figura 22.15 Forças de atrito que se desenvolvem na periferia da aba em consequência da actuação do encostador.

Relembrando que assim que se inicia a deformação plástica da aba a sua espessura deixa de ser uniforme, passando a aumentar nos raios periféricos pode, então, admitir-se

que a acção do encostador se irá exercer apenas numa região limitada da periferia da aba, continuando, por isso, a poder considerar-se que a tensão segundo a espessura é nula, $\sigma_z = 0$.

A assumpção destas condições permite estudar as tensões que actuam na aba de um modo análogo ao que se fez anteriormente, alterando somente a condição de fronteira que se verifica no extremo da aba. Uma vez que o encostador aplica uma força F_{enc} irão surgir forças de atrito entre o encostador e a chapa e entre a chapa e a matriz distribuídas por toda a periferia da aba, dadas por $F_a = \mu F_{enc}$, em que μ é o coeficiente de atrito das superfícies em contacto.

Seguindo a metodologia aplicada ao cálculo das tensões da aba sem encostador, resulta, agora, que a determinação da constate de integração da equação (22.26) se tem que fazer com a nova condição de fronteira, a qual resulta de se admitir que o sistema de forças periférico introduzido pelo encostador corresponde a uma tensão radial aplicada no ponto F, dada por,

$$(\sigma_r)_F = \frac{2\,\mu\,F_{enc}}{2\,\pi\,r_F\,h} = \frac{\mu\,F_{enc}}{\pi\,r_F\,h} \tag{22.36}$$

Nesta conformidade as tensões que actuam na aba com o uso de encostador serão dadas por,

$$\begin{aligned} &\sigma_r = \sigma_\theta \ln\frac{r_F}{r} + (\sigma_r)_F \quad , \quad \sigma_z = 0 \\ &\sigma_\theta = (\sigma_r - \sigma_\theta) = \sigma_\theta\left(\ln\frac{r_F}{r} - 1\right) - (\sigma_r)_F \end{aligned} \tag{22.37}$$

em que $(\sigma_r)_F$ é dado pela equação (22.36).

Na figura 22.16 compara-se a evolução das tensões que actuam na aba para os dois casos, com e sem encostador. Da respectiva análise verifica-se que a utilização de encostador agrava as condições de estampagem no que se refere ao diâmetro da estampa plana que se consegue estampar, pois a existência de tensão radial no ponto F leva a que a tensão radial atinja a tensão limite de elasticidade para valores mais elevados do quociente r/r_F. Igual conclusão pode retirar-se do facto de haver atrito nas interfaces de contacto material-encostador e material-matriz, o que evidencia o interesse de lubrificar estas regiões antes de se iniciar a operação.

De um modo geral as conclusões obtidas para as deformações do caso sem encostador são aplicáveis ao caso em que se usa encostador, exceptuando-se a zona periférica da aba onde o encostador efectivamente actua. Um modo expedito de determinar a dimensão 'esmagada' pelo encostador, consiste em admitir que no limite a

tensão segundo a espessura, σ_z, não pode ultrapassar o valor de $\sigma_z = (\sigma_r)_F - \sigma_\theta$, para verificar o critério de plasticidade. Então, nessas condições,

$$\sigma_z = (\sigma_r)_F - \sigma_\theta \quad \Rightarrow \quad -\frac{F_{enc}}{2\,\pi\,r_F\,\Delta r} = (\sigma_r)_F - \sigma_\theta$$

ou,

$$\Delta r \approx \frac{F_{enc}}{2\,\pi\,r_F\,(\sigma_\theta - (\sigma_r)_F)} \tag{22.38}$$

em que $(\sigma_r)_F$ é a tensão radial no ponto F, dada pela equação (22.36).

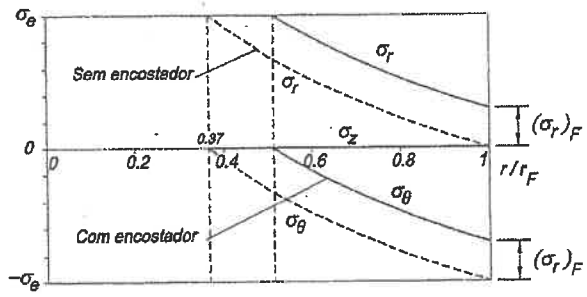


Figura 22.16 Evolução das tensões radial, tangencial e segundo a espessura na aba, com e sem encostador, para um dado instante da 2ª fase de estampagem.

Ainda no que se refere às vantagens que decorrem da utilização de encostador na estampagem, existe um efeito que não foi anteriormente considerado no cálculo das tensões e que convém agora analisar e que é a variação de espessura da aba. De facto, o cálculo das tensões foi efectuado admitindo que não havia variação de espessura na aba $(dh/dr = 0)$, levando a que a taxa de crescimento da tensão radial com o raio, dada através da equação (22.4) de equilíbrio na direcção radial, possa ser escrita da forma a seguir indicada,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{d\sigma_r}{dr} = -\frac{\sigma_\theta}{r} \tag{22.39}$$

No entanto, quando não se despreza a variação de espessura na aba $(dh/dr \neq 0)$ a taxa de crescimento da tensão radial com a diminuição do raio é superior,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} + \frac{\sigma_r}{h}\frac{dh}{dr} = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{d\sigma_r}{dr} = -\left(\frac{\sigma_r}{h}\frac{dh}{dr} + \frac{\sigma_\theta}{r}\right) \tag{22.40}$$

uma vez que a tensão radial é de tracção, $\sigma_r > 0$, e a espessura cresce com o aumento dos raios, $dh/dr > 0$. Estas mesmas conclusões encontram-se representadas graficamente na figura 22.17.

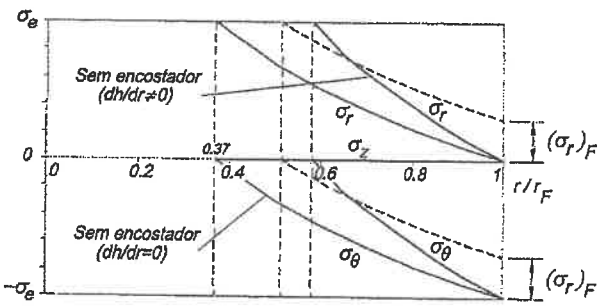


Figura 22.17 Evolução das tensões radial, tangencial e segundo a espessura na aba, com encostador, sem encostador com $dh/dr = 0$ e sem encostador com $dh/dr \neq 0$.

Verifica-se, assim, que o 'esmagamento' periférico da aba provocado pelo encostador é geralmente benéfico, uma vez que ao reduzir a variação de espessura da aba permite fazer estampagens com menores reduções de raio. Esta conclusão é extensível às estampagens onde se poderia dispensar a utilização de encostador, por a chapa ser espessa, aconselhando, nestes casos, ao seu uso na medida em que o efeito negativo da tensão periférica radial, $(\sigma_r)_F$, é geralmente superado pelo efeito benéfico da redução dos aumentos de espessura da aba.

Zona do canto da matriz

A análise desta zona (ver figura 22.18) encontra muitas semelhanças com a efectuada para a zona do canto do cunho durante a 1ª fase de estampagem. De facto, o material que chega ao canto da matriz provém da aba, sofrendo na sua passagem por esta zona duas deformações instantâneas; uma dobragem à entrada, no ponto singular *E*, e uma desdobragem à saída, no ponto singular *D*. Ao contrário do que poderia parecer, o material que vem da aba adquire instantaneamente curvatura ponto *E*, definida pelo raio do canto da matriz, r_{cm}, e permanece sempre com essa mesma curvatura até atingir o ponto *D*, onde instantaneamente perde a curvatura, de modo a que a zona cónica/cilíndrica se vá formando.

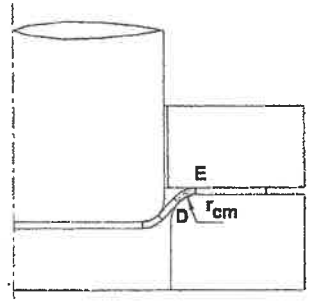


Figura 22.18 Zona do canto da matriz durante a 2ª fase de estampagem.

Também na génese da zona do canto da matriz intervêm fenómenos análogos aos que foram identificados na zona do canto do cunho; a deformação plástica da aba caracterizada pela retracção (redução de perímetro), a dobragem e a desdobragem instantâneas e o atrito entre o material e a superfície do canto da matriz. Seguindo os mesmos pressupostos então enunciados, pode dizer-se que a tensão radial no ponto *D*, $(\sigma_r)_D$, ponto de transição entre a zona do canto da matriz e a zona cónica/cilíndrica, será dada por,

$$(\sigma_r)_D = (\sigma_r)_{ret} + (\Delta\sigma_r)_E + (\Delta\sigma_r)_D + (\Delta\sigma_r)_{atrito} \qquad (22.41)$$

em que o símbolo $(\sigma_r)_{ret}$ representa a tensão radial devida à retracção do material para o interior da matriz, $(\Delta\sigma_r)_E$ é o incremento de tensão radial devida à dobragem instantânea no ponto *E*, $(\Delta\sigma_r)_D$ representa o incremento de tensão radial devida à desdobragem instantânea no ponto *D* e $(\Delta\sigma_r)_{atrito}$ é o incremento de tensão radial devida ao atrito na interface material/canto da matriz.

Iniciando a determinação de cada uma das parcelas da equação (22.41) pela tensão radial de retracção, é habitual admitir-se que em termos de deformação a zona do canto da matriz pode ser tomada como uma continuação da zona da aba, levando a que esta tensão seja dada por,

$$(\sigma_r)_{ret_D} = \sigma_e \ln\frac{r_D}{r_E} + (\sigma_r)_E \qquad (22.42)$$

No que se refere ao incremento de tensão radial devido ao atrito pode aplicar-se a equação (22.15), usada na determinação do incremento de tensão radial devido ao atrito na zona do canto do cunho, obtendo-se para a zona do canto da matriz,

$$(\Delta\sigma_r)_{atrito} = (\sigma_r)_D - (\sigma_r)_E = (\sigma_r)_E\left(e^{\mu\theta_{ED}} - 1\right) \qquad (22.43)$$

Substituindo as equações (22.47) e (22.48) na equação (22.46), obtém-se finalmente a variação de comprimento da linha média,

$$\Delta l = \frac{h_0}{2}\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\alpha = \frac{h_0}{2}\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\frac{l}{r_{cm}} \tag{22.49}$$

sendo, então, o trabalho de deformação plástica expresso pela equação (22.44) dado por,

$$W = \left(\frac{\sigma_e b\, h_0^2}{4} - \frac{((\sigma_r)_E b\, h_0)^2}{4\, b\, \sigma_e}\right)\frac{l}{r_{cm}} + ((\sigma_r)_E b\, h_0)\frac{h_0}{2}\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\frac{l}{r_{cm}} \tag{22.50}$$

Obtendo-se após simplificação o valor do trabalho de deformação plástica que é necessário aplicar instantaneamente no ponto E para deformar a chapa,

$$W = \frac{\sigma_e b\, h_0^2}{4}\left(1+\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right)^2\right)\frac{l}{r_{cm}} \tag{22.51}$$

Voltando a considerar a figura 22.19, verifica-se que infinitamente à direita do ponto E a chapa encontra-se sem qualquer curvatura, enquanto que infinitamente à esquerda desse ponto a chapa adquiriu a curvatura da matriz. Significa isto que no ponto de dobragem instantânea tem que haver uma descontinuidade de força, ΔF, de modo que este trabalho possa ser produzido, ou seja,

$$W = (F+\Delta F)(l+\Delta l) - F\, l \cong F\, \Delta l + \Delta F\, l \tag{22.52}$$

sendo, então, a descontinuidade de força, depois de substituir os valores de W, Δl e l, dada por,

$$\Delta F = \frac{W}{l} - F\frac{\Delta l}{l} = \frac{\sigma_e b\, h_0^2}{4\, r_{cm}}\left(1-\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right)^2\right) \tag{22.53}$$

A esta descontinuidade de força corresponde naturalmente uma descontinuidade na tensão radial, dada por,

$$(\Delta\sigma_r)_E = \frac{\Delta F}{b\, h_0} = \frac{\sigma_e\, h_0}{4\, r_{cm}}\left(1-\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right)^2\right) \tag{22.54}$$

Por fim, assinale-se a semelhança entre esta equação e a obtida quando se analisaram as tensões na zona do canto cunho, residindo a única diferença na aproximação que na altura foi feita de se desprezar o aumento de comprimento da linha média, ou seja,

$$W = (F+\Delta F)\, l - F\, l = \Delta F\, l \tag{22.55}$$

obtendo-se para a descontinuidade de força, ΔF,

$$\Delta F = \frac{W}{l} = \frac{\sigma_e b\, h_0^2}{4\, r_{cm}}\left(1+\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right)^2\right) \tag{22.56}$$

e para a descontinuidade de tensão radial, $(\Delta\sigma_r)_E$, exactamente a mesma expressão da equação (22.18),

$$(\Delta\sigma_r)_E = \frac{\Delta F}{b\, h_0} = \frac{\sigma_e\, h_0}{4\, r_{cm}}\left(1+\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right)^2\right) \tag{22.57}$$

Uma vez conhecida a distribuição das tensões que conduzem à deformação plástica do canto da matriz e da aba é possível estabelecer as condições que estabelecem a transição entre a 1ª fase e a 2ª fase estampagem. Para melhor se compreender o fenómeno, resume-se na figura 22.21 a distribuição da tensão radial e tangencial no canto da matriz e na aba.

Verificou-se que durante a primeira fase de estampagem a zona do fundo e do canto do cunho iam deformando plasticamente, de modo a que a tensão radial no ponto D da zona cónica, a qual permanecia em domínio elástico, fosse aumentando com a progressão do cunho. Logo que esta tensão alcançar o valor necessário para que a zona do canto da matriz e da aba entrem em deformação plástica cessará a deformação plástica no fundo e no canto do cunho e surgirá o modo de deformação associado à segunda fase de estampagem. O valor crítico de transição entre os dois modos de deformação é aquele que designa na figura 22.21 por $(\sigma_r)_0$, e que depende dos parâmetros geométricos da estampa plana, das condições tribológicas impostas pelo encostador e pela lubrificação usada e ainda pelo raio do canto da matriz seleccionado para a operação.

Iniciada a 2ª fase de estampagem a aba começa a escoar para o interior da matriz, levando a que o raio do ponto F vá diminuindo, o que promove uma redução generalizada das tensões radiais, diminuindo progressivamente o risco de insucesso da operação de

em que μ é o coeficiente de atrito e θ_{ED} o ângulo de contacto entre a superfície da chapa e o canto da matriz.

Procedimento análogo poderia ser seguido para obter o incremento de tensão radial devido à dobragem e desdobragem instantâneas no canto da matriz, uma vez que as considerações feitas para o canto do cunho se aplicam também ao canto da matriz. Porém, optou-se por fazer um cálculo alternativo ao então efectuado, talvez por se considerar que a física do fenómeno se torna mais evidente, já que em termos práticos ambas conduzem ao mesmo resultado.

Considere-se a figura 22.19 onde se mostra um elemento de volume que antes de atravessar o ponto E tem uma espessura h_0 e um comprimento l e que após a deformação adquire uma curvatura que é função do raio do canto da matriz, r_{cm}, ficando com uma espessura h_t e um comprimento na fibra média $(l+\Delta l)$. Este aumento de comprimento deve-se ao facto do elemento de volume ter que conservar o volume e a espessura ter sofrido redução, por a flexão se realizar com força de tracção, F, resultante da tensão radial de tracção aplicada.

Considerando que o raio do ponto E, r_E, é muito elevado relativamente ao raio do canto da matriz, r_{cm}, o trabalho da deformação plástica será dado, em primeira aproximação, pela soma de duas parcelas; uma devida ao momento plástico M_p rodar de um ângulo α e a outra por o ponto de aplicação da força de tracção F se deslocar de Δl,

$$W = M_p\,\alpha + F\,\Delta l \tag{22.44}$$

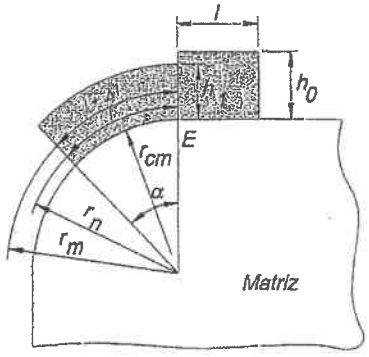


Figura 22.19 Representação esquemática de um elemento de volume antes e depois de passar pelo ponto E do canto da matriz.

Nestas condições, pode admitir-se que a deformação plástica instantânea no ponto E se processa a raio e, portanto, a 'perímetro' constante, sendo o momento flector dado pela equação (13.12), § 13.3.1, com a distribuição representada na figura 22.20, ou seja,

$$M_p = \frac{\sigma_e\, b\, h_0^2}{4} - \frac{F^2}{4\, b\, \sigma_e} \tag{22.45}$$

em que b representa o valor do perímetro no ponto E, com a força de tracção dada por $F = (\sigma_r)_E\, b\, h_0$, sendo $(\sigma_r)_E$ a tensão radial no ponto E.

Por outro lado, por se admitir que h_t é pequeno relativamente ao raio do canto da matriz, r_{cm}, pode assumir-se que o ângulo α é aproximadamente dado por $\alpha = l/r_n \cong l/r_{cm}$, enquanto que a variação de comprimento da linha média, Δl, será dada por,

$$\Delta l = (r_m - r_n)\,\alpha \tag{22.46}$$

em que r_m e r_n são respectivamente o raio da linha média e o raio da linha neutra na configuração deformada.

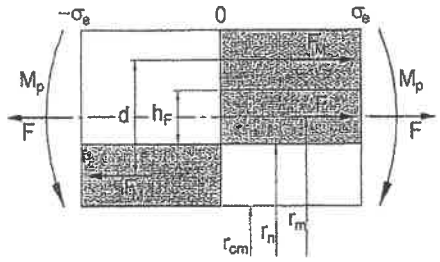


Figura 22.20 Distribuição das tensões de flexão na zona do canto da matriz.

No entanto, a partir da figura 22.20 tira-se que,

$$r_m = r_{cm} + \frac{h_0}{2} \qquad r_n = r_{cm} + \frac{h_0 - h_F}{2} \tag{22.47}$$

e, ainda que,

$$h_F = \frac{F}{b\,\sigma_e} \;;\; F = (\sigma_r)_E\, b\, h_0 \;\Rightarrow\; h_F = h_0\,\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e} \tag{22.48}$$

estampagem. Resta acrescentar que durante esta fase de estampagem a zona cónica vai degenerando numa superfície cilíndrica, dando origem à parede vertical da taça.

Comparando a evolução das tensões na zona do canto da matriz com a da zona da aba verifica-se que, com excepção do que se passa nos pontos singulares D e E, a evolução é análoga. Esta análise permite afirmar que, em termos qualitativos, as conclusões sobre as deformações que se tiraram quando se analisou a aba são extrapoláveis para a zona do canto da matriz.

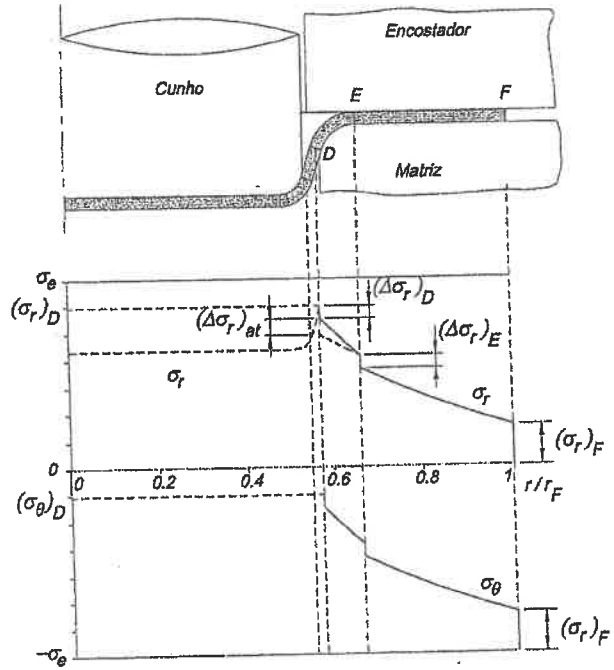


Figura 22.21 Evolução das tensão radial e tangencial na aba e no canto da matriz para um instante da 2ª fase de estampagem.

No entanto, como a dobragem e a desdobragem instantâneas que surgem respectivamente à entrada e à saída da matriz afectam significativamente a variação de espessura da taça, por se realizarem sob a acção de forças de tracção, apresenta-se na figura 22.22 a história da espessura de um elemento da estampa que inicialmente se situava no raio r_F e tinha uma espessura h_0.

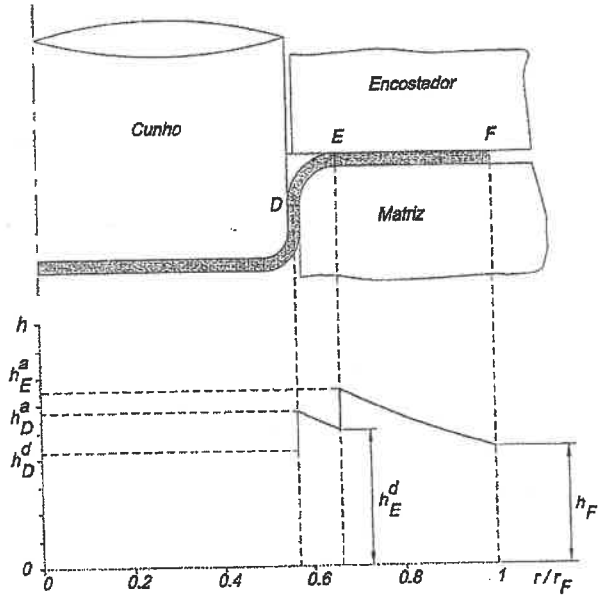


Figura 22.22 Evolução da espessura de um elemento da estampa que inicialmente se situava no raio r_F e tinha uma espessura h_0, durante a 2ª fase de estampagem.

Enquanto o elemento se encontra na aba a sua espessura vai aumentando em conformidade com o estado de tensão desenvolvido nessa zona. Ao alcançar o ponto E a sua espessura sofre uma redução brusca de h_E^a para h_E^d (os índices a e d significam respectivamente *antes* e *depois*) devido à dobragem instantânea com forças de tracção. Segue-se um aumento de espessura entre o ponto E e o ponto D, uma vez que nesta região prevalece o mesmo modo de deformação que existia na aba, alterada somente pelo atrito entre a chapa e a superfície, cuja consequência é o aumento da taxa de crescimento quer da tensão radial, quer da tensão tangencial em valor absoluto. Alcançado o ponto D surge uma nova redução de espessura súbita devido à desdobragem instantânea com forças de tracção, passando a espessura de h_D^a para h_D^d.

Um modo expedito para estimar o valor da redução de espessura na dobragem-desdobragem instantânea consiste em retomar as aproximações que foram feitas para estudar este problema e desenvolvidas no problema 13.4. Nestas condições, durante a dobragem instantânea as tensões e as extensões radiais têm a distribuição que se apresenta na figura 22.23 a) e b), respectivamente, resultando a distribuição da extensão

radial da soma de duas parcelas; uma associada à extensão uniforme originada pela força aplicada, ε_e, e outra devido à flexão, ε_b,

$$\varepsilon_r = \varepsilon_e + \varepsilon_b \tag{22.58}$$

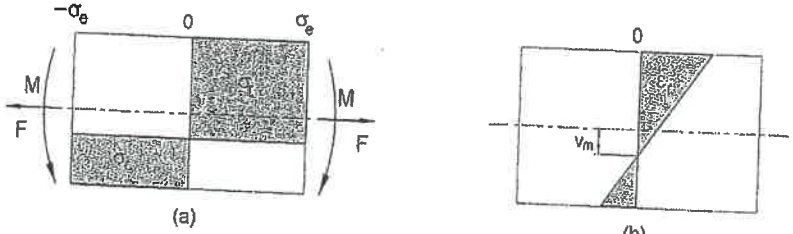


Figura 22.23 a) Distribuição das tensões radiais e b) das extensões radiais na dobragem instantânea no ponto *E*.

Atendendo à distribuição das tensões radiais e notando que se trata de uma material com comportamento rígido–perfeitamente plástico, da condição de equilíbrio de forças vem que,

$$\begin{aligned} F &= (\sigma_r)_E\, b\, h \\ &= \sigma_e\, b \left[\left(\frac{h}{2}+v_m\right)-\left(\frac{h}{2}-v_m\right)\right] = 2\, b\, v_m\, \sigma_e \end{aligned} \tag{22.59}$$

em que $(\sigma_r)_E$ é a tensão radial no ponto *E* antes da dobragem, b é o 'perímetro' no ponto *E*, h é a espessura da chapa e v_m a distância da fibra neutra à fibra média.

Para determinar a distância da fibra neutra à fibra média sabe-se que,

$$F_Y = \sigma_e\, b\, h \quad \Rightarrow \quad \sigma_e = \frac{F_Y}{b\, h} \tag{22.60}$$

sendo, então, a posição da linha neutra dada por,

$$\begin{aligned} v_m &= \frac{F}{2\, b\, \sigma_e} \\ &= \left(\frac{h}{2}\right)\left(\frac{F}{F_Y}\right) = \left(\frac{h}{2}\right)\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right) \end{aligned} \tag{22.61}$$

Notando, agora, que na linha neutra a extensão radial é nula, $\varepsilon_r = 0$, a extensão uniforme pode ser calculada a partir da extensão de flexão, aplicando a equação (13.3), § 13.2, para as condições do problema,

$$\varepsilon_e + \varepsilon_b = 0 \quad \Rightarrow \quad \varepsilon_e = -\varepsilon_b = \frac{v_m}{r_{cm}} \tag{22.62}$$

em que r_{cm} é o raio do canto da matriz.

Uma vez que a dobragem instantânea se processa, em primeira aproximação, em condições de deformação plana, $\varepsilon_e = 0$, resulta da condição de conservação de volume que $\varepsilon_r = -\varepsilon_z \approx \Delta h/h$, relação que permite obter uma estimativa de redução de espessura para a dobragem instantânea,

$$\frac{\Delta h}{h} = -\left(\frac{h}{2\, r_{cm}}\right)\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right) \tag{22.63}$$

O uso de pequenos raios do canto da matriz e condições de estampagem com valores elevados do quociente entre a tensão radial no ponto *E* e a tensão limite de elasticidade do material, conduzem a perdas de espessura acentuadas. Refira-se que estas conclusões são igualmente válidas quer para a desdobragem à saída da matriz, quer para a dobragem no ponto *C* da zona do canto do cunho.

Zona cilíndrica

Para completar o estudo das várias zonas que caracterizam a estampagem cilíndrica falta analisar as condições que se desenvolvem na zona cilíndrica, a qual se forma durante a 2ª fase estampagem, ou seja, a partir do momento em que o material da zona do canto da matriz e da aba começa a escoar para o interior da matriz (ver figura 22.24).

Admitindo que a geratriz $\overline{CD}$ da zona cilíndrica é recta, $r_1 = \infty$, e que o valor da folga é suficiente para que não existam tensões aplicadas segundo a espessura, $\sigma_z = 0$, da equação de equilíbrio segundo a espessura, equação (22.2), vem que,

$$\frac{\sigma_z}{h} + \frac{\sigma_r}{r_1} + \frac{\sigma_\theta}{r_2} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_\theta = 0 \tag{22.64}$$

querendo, então, dizer que a zona cilíndrica se encontra sujeita a um estado de tensão uniaxial de tracção definido pelo valor instantâneo da tensão radial no ponto *D*, $(\sigma_r)_D$.

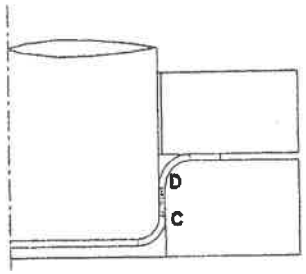


Figura 22.24 Zona cilíndrica formada durante a 2ª fase de estampagem.

Recordando que a tensão radial no ponto D, depois da desdobragem tem que ser sempre inferior à tensão limite de elasticidade do material, $(\sigma_r)_D < \sigma_e$, conclui-se que a zona cilíndrica, à semelhança do que se passava na zona cónica, estará em domínio elástico, não havendo, por isso, variação de espessura nesta zona.

22.5 Relação de estampagem. Coeficiente limite de estampagem

A severidade da operação de estampagem expressa-se habitualmente pela chamada relação de estampagem[3], m, definida pelo quociente entre o diâmetro da taça, d, e o diâmetro da estampa plana, D_0,

$$m = \frac{d}{D_0} \tag{22.65}$$

Para se saber se é possível efectuar uma operação de estampagem é usual comparar o valor da relação de estampagem com o coeficiente limite de estampagem[4], M, que não é mais do que um valor indicativo do limite de redução que o material da chapa pode suportar sem romper. O valor do coeficiente limite de estampagem encontra-se geralmente tabelado, sendo obtido através de ensaios experimentais onde os parâmetros de estampagem estão normalizados (raio do canto do cunho, raio do canto da matriz, pressão do encostador, etc.). A tabela 22.I apresenta valores para o coeficiente limite de estampagem de alguns dos materiais mais usados em estampagem. Então, sempre que a relação de estampagem da operação for inferior ao coeficiente limite de estampagem haverá necessidade de recorrer a estampagem múltipla, onde cada uma das etapas de estampagem deverá ser escalonada de acordo com a redução permitida, conforme se

[3] A relação de estampagem também é conhecida por relação de embutidura.
[4] O coeficiente limite de estampagem também é conhecido por relação máxima de embutidura.

ilustra esquematicamente na figura 22.25. Uma abordagem mais pormenorizada sobre estampagem múltipla é feita no parágrafo § 22.12, específico para este assunto.

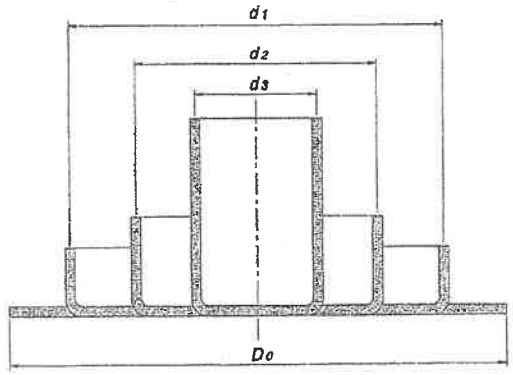


Figura 22.25 Estampagem múltipla. Sequência de estampagens.

Material	1ª Fase M_1	Fases seguintes M_2
Aço para estampagem	0.60 – 0.65	0.80
Aço para estampagem profunda	0.55 – 0.60	0.75 – 0.80
Aço para carroçaria automóvel	0.52 – 0.58	0.75 – 0.80
Aço inoxidável	0.50 – 0.55	0.80 – 0.85
Folha de flandres	0.50 – 0.55	0.75 – 0.80
Cobre	0.55 – 0.60	0.85
Latão	0.50 – 0.55	0.75 – 0.80
Zinco	0.65 – 0.70	0.85 – 0.90
Alumínio	0.53 – 0.60	0.80
Duralumínio	0.55 – 0.60	0.90
Níquel; Monel; Inconel	0.60 – 0.65	0.80

Tabela 22.I Coeficiente limite de estampagem para alguns dos materiais mais usados em estampagem.

Para analisar mais em pormenor o significado físico do coeficiente limite de estampagem, recorde-se que quando se estudou a zona da aba sem encostador, § 22.4.2, foi introduzido o conceito de relação teórica mínima de estampagem, $r_E/r_F = 0.37$, tendo-se então referido que este era o valor que estabelecia a redução

mínima admissível para a estampagem, considerando exclusivamente o mecanismo de deformação plástica da aba. Porém, comparando este valor com os indicados na tabela 22.I constata-se que os de natureza prática são bem mais elevados. Na verdade, este facto já foi observado anteriormente quando se incluiu na análise os restantes parâmetros da estampagem que contribuem para definir o valor da tensão radial que é necessária induzir no ponto *D*, secção de saída da chapa da matriz, para que as zonas do canto da matriz e da aba deformem plasticamente (ver figura 22.21).

Então, sempre que estas regras de projecto não forem respeitadas, surgem condições para que a tensão radial necessária à deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba, $(\sigma_r)_D$, se torne muito elevada, levando, por seu lado, a que para se iniciar a 2ª fase estampagem a tensão radial no ponto *C*, $(\sigma_r)_C$, zona de transição entre o canto do cunho e a zona cónica, tenha que atingir valores ainda superiores. Este facto, associado à estricção localizada que se vai formando no ponto *C*, enquanto não se alcançarem as condições necessárias à transição da 1ª para a 2ª fase de estampagem, propicia o aparecimento de fractura na região do canto do cunho (ver figura 22.26).

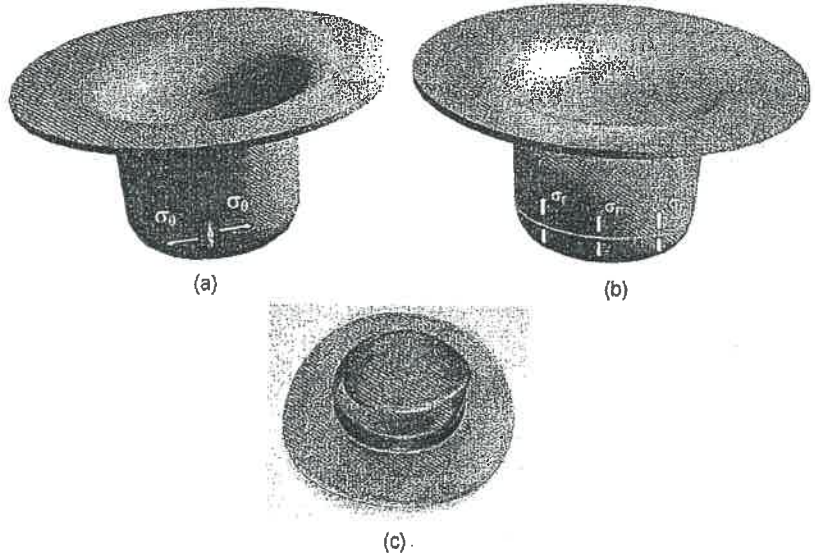


Figura 22.26 Fractura da taça na zona do canto do cunho. Representação esquemática do modo como actuam a) as tensões tangenciais e b) as tensões radiais; c) peça fracturada no canto do cunho, por não ter sido respeitado o coeficiente limite de estampagem.

Em face do estado de tensão que se desenvolve no ponto *C* poderia parecer que a fractura da taça poderia surgir em qualquer direcção quer por acção das tensões tangenciais, quer por acção das tensões radiais, conforme se ilustra esquematicamente nas figuras 22.26 a) e b), respectivamente. Contudo, a fractura que surge na prática tem origem nas tensões radiais, conforme se mostra na figura 22.26 c), não só por o valor desta tensão ser superior ao da tensão tangencial, como ainda por a fractura se desenvolver segundo uma secção onde a tensão radial tem sempre valores máximos, em oposição ao que se passaria se a origem fosse a tensão tangencial, pois neste caso a fissura teria de se propagar para regiões de menor tensão tangencial (zona cónica e região mais interior do canto do cunho).

22.6 Variação de espessura numa taça cilíndrica estampada

A análise de tensões e deformações realizada anteriormente revelou que a espessura da taça não permanece constante durante a estampagem, conforme é habitual admitir-se para calcular a estampa plana.

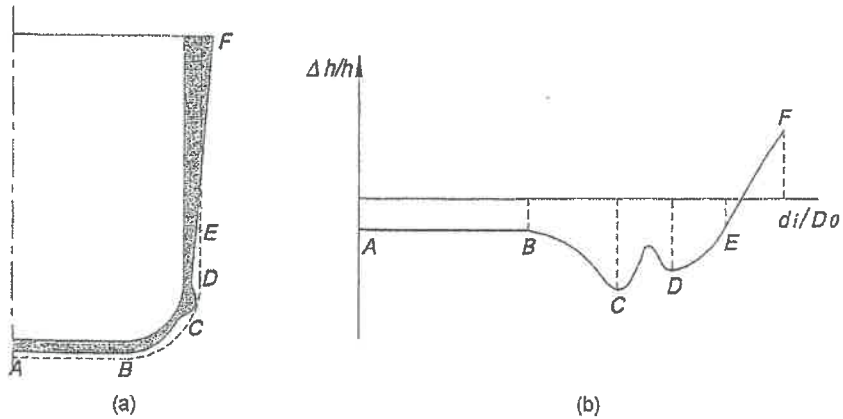


Figura 22.27 Representação esquemática da variação de espessura numa estampagem cilíndrica; a) na taça em corte e b) num gráfico em função da posição inicial da secção na estampa plana.

Embora se possa estimar qualitativamente o modo como a espessura varia em cada uma das zonas da peça estampada, na generalidade dos casos não é possível quantificar essa variação, pois esta variação depende da quase totalidade dos parâmetros (raio do canto do cunho, força aplicada no encostador, relação de estampagem, ...etc.) definidos

para a operação. Por esta razão, o dimensionamento da estampa plana realizado a partir desta hipótese deve ser sempre encarado como uma primeira estimativa que tem que ser corrigida durante a fase de preparação e lançamento do fabrico.

As figuras 22.27 a) e b) apresentam de um modo qualitativo a variação de espessura que se obtém para uma peça cilíndrica obtida por estampagem, sendo a coordenada em abcissa do gráfico da figura 22.27 b) definida pela posição do ponto na posição inicial da estampa plana. Resumindo a evolução da espessura da peça após estampagem pode dizer-se que a perda de espessura do fundo da taça e no canto do cunho surge essencialmente durante a 1ª fase de estampagem, enquanto o processo de deformação não tiver capacidade para induzir no ponto *D* a tensão radial necessária à deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba. Todavia, constata-se que enquanto a redução de espessura no fundo da taça é praticamente uniforme, na zona do canto do cunho essa redução vai aumentando progressivamente até ao ponto *C*. De facto, no início da estampagem o canto do cunho vai sendo formado à custa da distensão do material do fundo da taça, sob a acção de um estado de deformação de expansão biaxial simétrico. Porém, quando este material atinge a zona do canto do cunho o estado de deformação altera-se, embora continue a ser de expansão biaxial, a extensão radial torna-se superior à extensão tangencial. Nesta zona, e em particular no ponto *C*, a deformação plástica processa-se com valores mais elevados da tensão radial, em consequência dos incrementos que esta tensão recebe do atrito e da dobragem instantânea, resultando daqui uma maior redução de espessura com a formação de uma estricção no ponto *C*, a qual se vai acentuando até que o estado de tensão seja suficiente para que no ponto *D* se atinjam condições de solicitação capazes de promover a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba. A transmissão de forças entre o canto do cunho e o canto da matriz é feita através da zona cónica que, como se viu, permanece em regime elástico durante todo este processo, mas que contribui para o aumento da tensão radial no ponto *D*, pois à medida que a sua configuração vai evoluindo de cónica para cilíndrica o raio do ponto *C* vai aumentando e o raio do ponto *D* vai diminuindo $((\sigma_r)_D = (r_C/r_D)(\sigma_r)_C)$.

Alcançadas as condições de deformação plástica na zona do canto da matriz e da aba inicia-se a 2ª fase de estampagem e a deformação plástica na zona do fundo da taça e no canto do cunho cessa, ou melhor, estas zonas reentram em domínio elástico, regime em que permanecerão até ao final da operação. A este instante da estampagem corresponde o ponto de menor espessura na zona do canto cunho (ponto *C* na figura 22.27), uma vez que a partir desta altura a tensão necessária para continuar a deformação plástica do canto da matriz e da aba será cada vez menor, em correspondência com a redução da dimensão da aba que entretanto se começou a movimentar em direcção ao interior da matriz. Por outro lado, com o início da 2ª fase de estampagem a parte ainda não formada do canto do cunho vai ser completada com material proveniente da zona cónica, o qual

sofrerá redução de espessura apenas devido à dobragem com forças de tracção e à consequente distensão que lhe está associada.

A segunda estricção que surge na taça, ponto *D* na figura 22.27, forma-se igualmente no instante de transição entre a 1ª e a 2ª fase de estampagem, pois é nessa altura que a tensão radial neste ponto atinge o valor mais elevado. Contudo, a redução de espessura nesta estricção não é tão acentuada quanto a do canto do cunho, já que o valor da tensão radial naquela também é menor, para além da natureza das extensões tangenciais ser diferentes nas duas regiões; enquanto que no canto do cunho a extensão tangencial é positiva, devido ao modo de deformação ser de expansão biaxial, no canto da matriz a extensão tangencial será negativa, em consequência do mecanismo de deformação ser de retracção (redução dos perímetros à medida que o material escoa para o interior da matriz). No caso de sobrevir fractura na taça durante a estampagem, a rotura terá origem na estricção *C*, conforme discussão efectuada no parágrafo anterior, § 22.5. Finalmente, a partir do ponto *D* até à extremidade da taça, ponto *F*, verifica-se que a espessura vai aumentando, tornando-se, mesmo, nas zonas mais extremas superior à espessura inicial da estampa plana. Esta evolução da espessura compreende-se a partir do momento em que se constata que esta zona da taça é formada com material que inicialmente se encontrava na zona do canto da matriz e da aba e cuja deformação plástica se processou através de uma combinação (critério de plasticidade) entre tensões tangenciais de compressão, crescentes em módulo para a periferia, e tensões radiais de tracção, com valor decrescente até ao bordo da chapa.

22.7 Tensões residuais após estampagem

Devido às características do processo de estampagem ficam tensões residuais na taça depois de enformada que, em alguns casos, podem vir a causar a fractura espontânea da peça. Por este motivo torna-se fundamental conhecer-se a origem das tensões residuais, bem como os principais factores que as influenciam. As tensões residuais que sobrevêm no final da estampagem têm origem nos fenómenos de dobragem e desdobragem instantâneas com forças de tracção que surgem no canto da matriz. Deste modo, torna-se necessário analisar com um pouco mais de detalhe a deformação plástica nestas zonas, usando, no entanto, as hipóteses simplificativas introduzidas na altura em que se estudou a evolução das tensões e das deformações no canto da matriz.

Retomando a análise efectuada para a dobragem instantânea com forças de tracção, efectuada no § 22.4.2 para a zona do canto da matriz, verificou-se que associado a cada uma das dobragens havia uma descontinuidade na força, dada pela equação (22.56), à qual correspondia uma descontinuidade na tensão radial, dada pela equação (22.57), conforme se representa na figura 22.28 a). Então, admitindo que não existe atrito, verifica-se a partir desta mesma figura que para que a resultante destas forças, *R*, fosse coincidente com a resultante das reacções na superfície da matriz (que actua segundo a

bissectriz do ângulo de contacto entre a chapa e a matriz) as duas forças teriam que ser iguais em módulo. Deste modo, conclui-se que o equilíbrio de forças não é possível de alcançar com esta configuração da chapa.

A figura 22.28 b) mostra que o equilíbrio de forças no canto da matriz é possível desde que a configuração da chapa se altere, de modo a que a entrada e a saída na matriz se deixe de fazer tangencialmente à superfície desta, permitindo, então, que a resultante das forças deixe de actuar segundo um ângulo de 45º. Este resultado não deixa de ser intuitivo, na medida em que é através desta configuração que os momentos de dobragem e desdobragem podem surgir respectivamente nos pontos *E* e *D*.

Convém assinalar que esta configuração que a chapa adquire na sua passagem pelo canto da matriz origina pelo menos dois defeitos característicos da estampagem, os quais dependem naturalmente da intensidade das forças de tracção envolvidas nas dobragens; o primeiro está associado ao facto de a aba deixar de ficar plana, o que no caso de peças com aba em este requisito seja necessário, pode conduzir a que se tenham de efectuar operações posteriores de calibração da planeza da aba, enquanto que o segundo surgirá na parede cilíndrica da taça, a qual irá permanecer com a deformação adquirida na saída da matriz, levando a que a geratriz da superfície não seja completamente rectilínea.

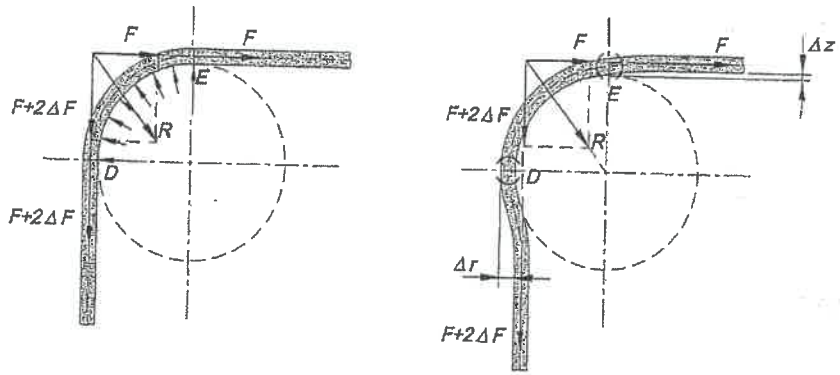


Figura 22.28 Dobragem e desdobragem no canto da matriz; a) descontinuidade de forças devido às dobragens e b) deformação da chapa para se adaptar às condições de equilíbrio.

Para se determinar a distribuição das tensões residuais que permanecem na taça após estampagem será necessário analisar o modo como variam as tensões radiais, em resultado das dobragens que a chapa sofre no canto da matriz. Já se viu no § 22.4.2, zona do canto da matriz, que da dobragem instantânea no ponto *E* surgia a distribuição de

tensões representada na figura 22.20, bem como na figura 22.29 a). Então, quando a chapa chegar à saída da matriz, ponto *D*, surgirá um momento com sinal contrário, provocando compressões na zona superior e tracções na zona inferior, no sentido de efectuar a desdobragem e formar a parede vertical da taça. Admitindo que este momento vai aumentando progressivamente à medida que a secção se aproxima do ponto *D*, então para uma secção a montante deste ponto a distribuição de tensões será a que se mostra na figura 22.29 b). Continuando a aumentar o momento de desdobragem a tensão atingirá a tensão limite de elasticidade em toda a secção, conforme se mostra na figura 22.29 c).

Neste último diagrama o excesso de área do lado das tracções, relativamente ao lado das compressões, corresponde à força de tracção $(F+2\Delta F)$. Esta distribuição de tensões existirá enquanto o cunho estiver a exercer força. No final da estampagem, quando o cunho deixar de exercer força, a força de tracção desaparecerá, dando origem às tensões residuais que se apresentam na figura 22.29 d) e que se obtém sobrepondo à distribuição de tensões anteriores um diagrama de tensões uniformemente distribuídas pela espessura, representando a anulação da força $(F+2\Delta F)$.

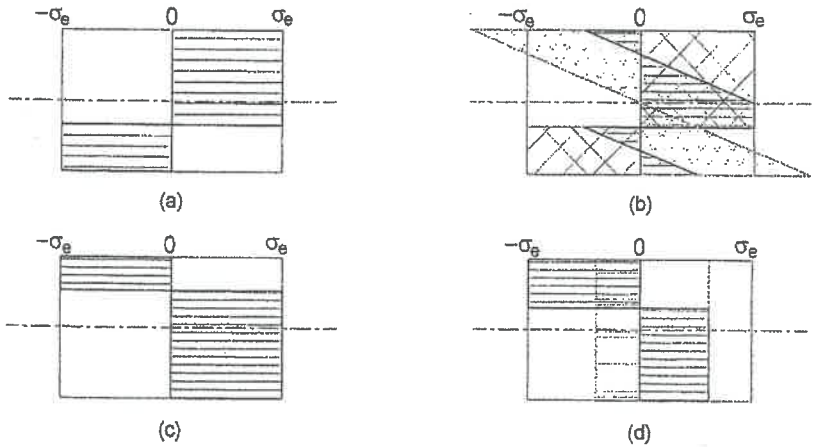


Figura 22.29 Evolução das tensões na direcção radial à medida que a chapa atravessa o canto da matriz; a) na dobragem do ponto *E*, b) imediatamente antes do momento atingir o seu valor máximo na desdobragem do ponto *D*, c) na desdobragem do ponto *D* e d) a jusante do ponto *D* (tensões residuais na direcção axial da taça).

Observando o diagrama das tensões residuais conclui-se que embora a resultante das forças se tenha anulado, após estampagem fica um momento residual que não se

manifesta pelo facto da continuidade de material que existe na direcção tangencial da taça o impedir. Adicionalmente verifica-se que a distribuição das tensões residuais depende do valor da força de tracção que intervém nas dobragens e uma vez que esta força depende do raio do canto da matriz, da relação de estampagem e da força exercida pelo encostador, só para citar os parâmetros de estampagem mais importantes, pode afirmar-se que as tensões residuais serão tanto menores quanto maior for a força de tracção induzida por estas variáveis da estampagem.

A análise que foi efectuada permitiu determinar de um modo qualitativo a evolução das tensões residuais que sobrevêm após estampagem segundo a direcção axial da taça, todavia, o mecanismo de deformação conduz a que também na direcção tangencial da taça surjam tensões residuais. De facto, tem-se vindo a considerar que tanto a dobragem, como a desdobragem se dá instantaneamente, ou seja, num intervalo de raio muito pequeno, o que permitiu fazer o estudo considerando que se tratavam de flexões em condições de deformação plana, $d\varepsilon_\theta = 0$. Significa isto que durante a deformação plástica segundo a direcção tangencial se terá,

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_z)\right] = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_\theta = \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_z) \tag{22.66}$$

Admitindo, em primeira aproximação, que as tensões segundo a espessura são desprezáveis, $\sigma_r \approx 0$, conclui-se que também na direcção tangencial surgem tensões valendo metade e com o mesmo sinal das tensões radiais, que permanecem com estas características depois de terminada a estampagem, ou seja, fica igualmente um momento residual por equilibrar. Resta acrescentar que as tensões residuais variam ao longo da parede vertical, sendo mais elevadas junto ao topo da taça, em conformidade com a redução da tensão radial (e consequentemente da força de tracção) que se vai verificando ao longo da estampagem na zona do canto da matriz (ver figura 22.29 d)).

Um modo expedito de verificar a existência das tensões residuais em estampagem consiste em efectuar dois cortes numa taça estampada, conforme se indica na figura 22.30 a). Em consequência da libertação das tensões residuais a taça cortada apresentará uma geometria muito semelhante à que se representa na figura 22.30 b). Sendo as tensões residuais segundo a direcção axial, de compressão no interior e de tracção no exterior (ver figura 22.29 d)), quando se libertam levam a que a parede vertical rode para o exterior, no sentido de aumentar o comprimento da geratriz no interior e de o reduzir no exterior. Por outro lado, a existência de tensões residuais segundo a direcção tangencial revela-se por a taça cortada deixar de ser cilíndrica pois, sendo estas tensões residuais de compressão no interior e de tracção no exterior, quando se libertam promovem a redução do perímetro exterior e o aumento no perímetro interior da taça.

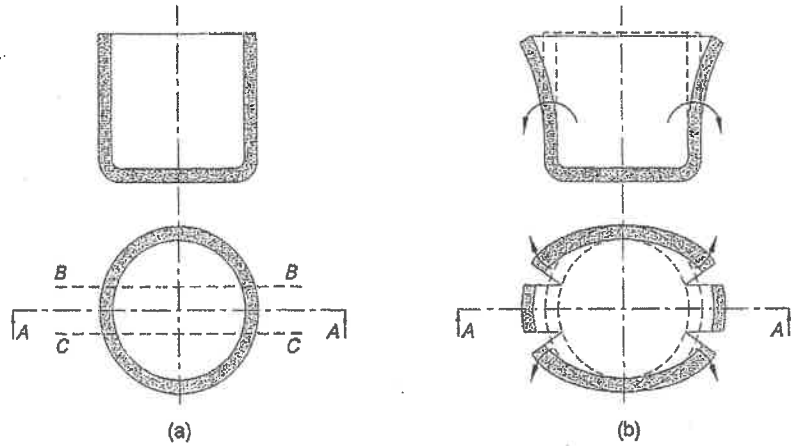


Figura 22.30 Manifestação das tensões residuais numa taça cilíndrica estampada; a) dois cortes verticais, *BB* e *CC*, para permitir a libertação das tensões residuais e b) geometria da taça após anulação das tensões residuais.

Quando as tensões residuais forem elevadas, em particular as tensões tangenciais de tracção, podem surgir fenómenos de fractura espontânea da taça com o tempo, como é por exemplo o caso das peças de latão com elevado teor de zinco ou de aço inoxidável (fenómeno conhecido na terminologia inglesa por 'season cracking'), o qual é acelerado quando as peças ficam expostas em atmosferas corrosivas, como sejam as pequenas percentagens de amoníaco ou alguns agentes contidos no próprio ar (na terminologia inglesa 'stress-corrosion cracking'). Este tipo de corrosão inicia-se nos limites de grão, dando, por isso, origem a uma fractura sem características definidas e com um aspecto quebradiço. De referir que este tipo de corrosão é catalizada pelas baixas temperaturas. A existência de tensões residuais pode ser igualmente catastrófica no caso de chapas que transportem defeitos da laminagem, como sejam inclusões, que ao serem alinhadas durante a deformação plástica criam zonas de descoesão no interior da chapa, levando a que a fractura da peça aconteça imediatamente após a extracção da taça da matriz de estampagem. Para ultrapassar estes inconvenientes podem usar-se várias técnicas, isoladamente ou em conjunto, consoante os casos – realização de tratamentos térmicos de alívio de tensões, escolha dos parâmetros de estampagem mais adequados para que as tensões residuais venham minimizadas no final da operação ou através da realização de uma operação final de calibração da espessura da parede da taça (trefilagem da zona cilíndrica), também conhecida na terminologia inglesa por 'ironing' -. A propósito desta última operação o tema voltará a ser abordado no § 22.11.

22.8 Principais parâmetros de estampagem

Uma vez conhecido o modo como se processa a operação de estampagem interessa agora introduzir os principais parâmetros de estampagem e avaliar como é que as respectivas variações podem afectar a operação.

22.8.1 Matéria prima

Com o termo *matéria prima* procurou-se englobar num único parágrafo a análise do conjunto de variáveis que estão associadas ao material usado na estampagem e cujas variações podem afectar a operação de estampagem, tendo-se, nesta conformidade, considerado – a qualidade do material, a espessura, a anisotropia e o encruamento.

Qualidade do material

Muitas vezes o tipo de material a ser usado na estampagem é estabelecido pelas características do componente que se fabrica, não sendo, por isso, exigido ao projectista que o escolha. No entanto, o sucesso da operação de fabrico irá depender do modo como o projectista conceber a operação e definir os parâmetros de estampagem que, em última análise, são sempre função da capacidade intrínseca de enformação do material. Este conceito de enformabilidade, que se pode definir como a capacidade que o material tem para adquirir determinada forma sem perder a sua estabilidade (sem apresentar estricções ou fracturar), já foi introduzido no § 22.5 e quantificado através do coeficiente limite de estampagem. Em alternativa, existem vários testes que se usam habitualmente para avaliar a aptidão do material à estampagem (ver § 12.5.2 e § 12.5.3), sendo ainda muito úteis, por exemplo, para revelar o modo como certas alterações da composição química e metalúrgica do material podem modificar a sua enformabilidade ou como o tamanho de grão do material da chapa pode vir a afectar a superfície da peça.

De um modo genérico pode dizer-se que o aumento de tamanho de grão do material melhora a enformabilidade da chapa. Para melhor compreender esta tendência, considere-se a relação de Hall-Petch que relaciona o tamanho médio do grão, $\overline{d}$, em (μm), com a tensão limite de elasticidade do material, σ_e, dada por,

$$\sigma_e = \sigma_{e0} + k\,\overline{d}^{-1/2} \tag{22.67}$$

em que σ_{e0} e k são constantes que dependem da composição química do material e que no caso dos aços macios, esta última variável, varia entre 19.5 e 22 $N/mm^{3/2}$. Analisando esta equação verifica-se que o aumento do tamanho médio de grão conduz a uma redução da tensão limite de elasticidade do material, o que se reflecte numa melhoria da enformabilidade do material da chapa. Por outro lado, constata-se que para valores muito

baixos do tamanho de grão, $\overline{d} < 10\ \mu m$, o aumento da tensão limite de elasticidade do aço dá-se a taxas muito elevadas.

Ainda relacionado com a enformabilidade do material sabe-se que a alteração do tamanho de grão não afecta significativamente o coeficiente de anisotropia médio do material, todavia, no caso do coeficiente de encruamento não se passa exactamente o mesmo. Morrison mostrou que no caso de um aço extra – macio o coeficiente de encruamento, n, varia com o tamanho médio do grão, $\overline{d}$, de acordo com,

$$n = \frac{5}{10 + \overline{d}^{-1/2}} \tag{22.68}$$

Desta equação pode, então, concluir-se que o aumento do tamanho médio do grão tem como consequência o aumento do coeficiente de encruamento do material o que é, sem dúvida, um contributo para melhorar a enformabilidade da chapa, como se irá provar na discussão relativa ao encruamento.

Embora a generalidade das conclusões anteriores indiquem que a enformabilidade da chapa melhora com o aumento do tamanho de grão do material, existem limites que têm que ser considerados. O crescimento de grão é uma condição peculiar dos materiais que foram deformados a frio e posteriormente recozidos que, nos casos em que o grão tiver uma dimensão muito elevada, pode manifestar-se nas zonas da peça onde a deformação plástica for mais intensa, tornando essas superfícies muito rugosas, com uma aparência habitualmente designada por 'pele de laranja'. Este fenómeno resulta do facto dos grãos tenderem a deformar independentemente uns dos outros, levando a que sobressaiam em relevo na superfície. Também os materiais que apresentam patamar de cedência podem provocar uma rugosidade anormal na superfície da peça, pois o aparecimento das bandas de Lüders dá à superfície da peça também um aspecto irregular. As depressões superficiais características das bandas de Lüders surgem inicialmente ao longo dos planos de tensão de corte máxima mas, à medida que a deformação prossegue, alongam-se e juntam-se umas com as outras, dando origem a uma superfície uniformemente rugosa. Enquanto que no primeiro caso o problema se resolve escolhendo um material com um tamanho de grão menor, neste último caso tanto o fenómeno, como o modo de o evitar já foi explicado no § 5.2.1, e consiste em laminar superficialmente a frio a chapa, usualmente com reduções de espessura na ordem dos 0.5~2%, de modo a eliminar o patamar de cedência do material. Esta operação de laminagem (designada na literatura inglesa por 'temper-rolling' ou 'skin-rolling') para além do encruamento superficial que introduz, tem ainda a vantagem de melhorar o acabamento superficial e eliminar eventuais empenos da chapa.

Espessura da chapa

A influência da espessura da chapa manifesta-se essencialmente através de dois factores principais; a regulação que é exigida ao encostador para evitar fenómenos de instabilidade e o valor absoluto do alongamento na estricção. Naturalmente que o aumento de espessura da chapa para viabilizar uma operação de estampagem será uma das últimas opções que o projectista deve tomar não só porque encarece o preço da peça final por incorporar mais material, como aumenta os custos de produção, passando a necessitar, por exemplo, de um maior consumo de energia e a ter maiores tempos de paragem para repor a matéria-prima nos sistemas de alimentação. Acresce ainda que o aumento de peso da peça nem sempre é compatível com a sua utilização como é, por exemplo, o caso dos componentes para a indústria automóvel, onde a redução de peso é, desde sempre, um dos objectivos fundamentais dos construtores.

A relação entre a espessura da chapa e a regulação do encostador resulta da maior ou menor tendência que o material apresentar para o engelhamento. Como se viu, quanto menos espessa for a chapa tanto maior é a tendência para a aba engelhar e maior será a necessidade de se usar encostador com pressões mais elevadas. Deste modo, a tensão radial necessária para dar início à estampagem da aba aumenta (ver equação (22.36)) e as condições de estampagem agravam-se, conforme discutido anteriormente.

No que se refere ao alongamento de estricção, quanto mais espessa for a chapa tanto maior é o valor do alongamento de estricção o que é sem dúvida um benefício para a estampagem, uma vez que dispondo a chapa de uma maior capacidade de deformação permite uma relação de transmissão de tensão radial na zona cónica mais favorável ($(\sigma_r)_o = (r_c/r_o)(\sigma_r)_c$), pois, nestas condições, o valor de r_c pode atingir um valor mais elevado e o de r_D um valor menor. Estas variações melhoram a capacidade de deformação da zona do canto do cunho numa perspectiva de transição entre a 1ª e a 2ª fase de estampagem.

Os factos que acabaram de ser mencionados justificam a razão pela qual no § 12.5.3 do *Capítulo 12* se afirmava que a curva limite de estampagem[5] é influenciada pela espessura da chapa (figura 22.31a)). Como o aumento de espessura permite alargar o domínio de enformabilidade das operações de estampagem é fácil compreender que o coeficiente limite de estampagem M também deve apresentar alguma sensibilidade ao valor da espessura da chapa. Neste sentido, pode afirmar-se, a título indicativo, que estampagens cilíndricas que apresentem uma relação entre a espessura da chapa, h, e o diâmetro da estampa plana, D_0, da ordem de $(h/D_0) \approx 5/1000$ deverão possuir coeficientes limite de estampagem mais favoráveis do que aquelas que apresentem relações (h/D_0) bastante mais baixas; por exemplo da ordem de grandeza $(h/D_0) \approx 1/1000$. A experiência mostra que, no caso dos alumínios e dos aços, diferenças

[5] A curva limite de estampagem também é designada por curva limite de embutidura.

entre as relações (h/D_0): 1/1000 – 5/1000 podem dar origem a variações do coeficiente limite de estampagem M entre os 5 a 7% (figura 22.31 b)).

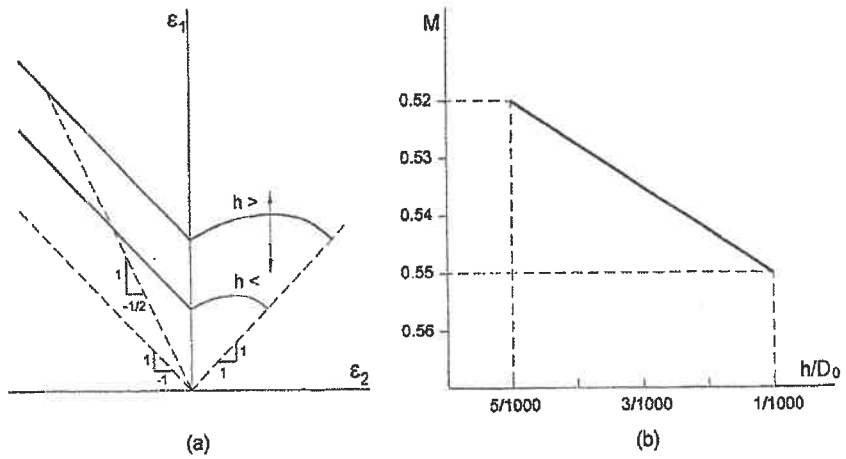


Figura 22.31 Representação esquemática da influência da espessura a) na curva limite de estampagem e b) no valor do coeficiente limite de estampagem.

Anisotropia. Formação de 'orelhas'

O comportamento anisotrópico das chapas está geralmente relacionado com a técnica de laminagem e com os tratamentos térmicos posteriores usados na sua produção. Sempre que ficarem direcções cristalinas com orientação preferencial existirá comportamento anisotrópico do material, cujas consequências são, como se viu no § 4.8, valores diferentes da tensão limite de elasticidade consoante a direcção da solicitação, originando, portanto, deformações que dependem também da direcção em que se está a solicitar a chapa.

Para quantificar o comportamento anisotrópico do material foram introduzidos no § 4.8.3 os conceitos de anisotropia planar e normal. O primeiro, sendo um indicador do grau de anisotropia que existe no plano da chapa, é dado por,

$$\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2r_{45}}{2} \qquad (22.69)$$

em que r_0, r_{45} e r_{90} são, respectivamente, o coeficiente de anisotropia na direcção de laminagem, na direcção a 45º com a de laminagem e na direcção normal à de laminagem,

sendo o coeficiente de anisotropia, $r = \varepsilon_w / \varepsilon_h$, definido no ensaio de tracção através do quociente entre a extensão na largura e a extensão na espessura do provete.

Como se disse, o valor do coeficiente de anisotropia nem sempre é constante no plano da chapa (figura 22.32 b)), mas apresenta geralmente uma certa distribuição, conforme se apresenta em termos genéricos nas figura 22.32 a) e c). Nestes casos o coeficiente de anisotropia exibe quatro máximos, igualmente espaçados de 90º, num ângulo de rotação de 360º no plano da chapa, sendo a sua orientação dependente do processo de produção da chapa e dos posteriores tratamentos térmicos.

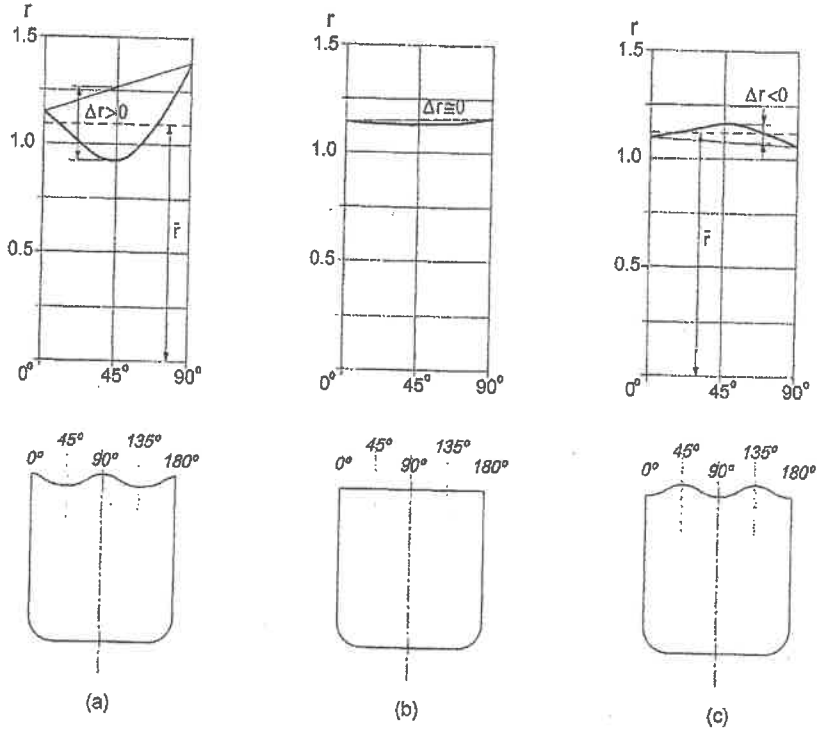


Figura 22.32 Relação entre a variação do coeficiente de anisotropia no plano da chapa e a formação de 'orelhas' de estampagem; a) $\Delta r > 0$, 'orelhas' a 0° e a 90°, b) $\Delta r \cong 0$, sem 'orelhas' e c) $\Delta r < 0$, 'orelhas' a 45°.

A existência de anisotropia planar tem como consequência que o topo da taça deixa de ficar uniforme, apresentando zonas mais altas ('orelhas') e zonas mais baixas ('vales'), em correlação, respectivamente, com os valores mais elevados e mais reduzidos do coeficiente de anisotropia dessa direcção, conforme se mostra na figura 22.32. Embora a situação mais comum seja o aparecimento de quatro orelhas (ver figura 22.33), existem casos em que podem surgir duas, seis ou mesmo oito orelhas.

Para compreender o mecanismo de formação das 'orelhas' basta recordar que as direcções em que os valores do coeficiente de anisotropia são mais elevados são simultaneamente as direcções em que a chapa oferece maior resistência a variações de espessura. Consequentemente, durante a estampagem da aba a deformação na direcção tangencial deixa de ser uniforme, passando a ser menor nas zonas dos coeficientes de anisotropia mais elevados e maior nas zonas em que o coeficiente de anisotropia for menor, formando-se as 'orelhas' para compatibilizar o deslocamento radial do material na aba. Esta heterogeneidade na deformação tangencial tem ainda como consequência que a espessura da parede da taça deixe de ser uniforme, especialmente junto ao topo, sendo mais espessa nas zonas dos 'vales' e mais fina nas regiões das 'orelhas'.

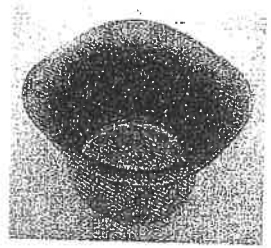


Figura 22.33 Formação de quatro 'orelhas' numa estampagem cilíndrica de um aço para estampagem.

Este fenómeno torna-se indesejável na medida em que exige operações posteriores para calibrar a altura da taça, com o inevitável aumento no consumo de matéria-prima, para além de levar a variações de espessura na parede da taça. Nestas condições, será desejável que o material usado na estampagem não apresente variação do coeficiente de anisotropia no plano da chapa, $\Delta r \cong 0$, para evitar a formação de 'orelhas'. Alternativamente, no caso da estampagem cilíndrica a variação de altura da taça poderá ser controlada usando uma estampa plana não circular, adaptando a sua geometria à variação do coeficiente de anisotropia no plano da chapa, contudo, esta alteração não resolve o problema da falta de uniformidade da espessura na parede da taça.

Mesmo que um material apresente condições de isotropia planar $(\Delta r \cong 0)$, não significa que não exista anisotropia segundo a direcção da espessura. Os materiais que

exibem este tipo de anisotropia são mesmo designados por materiais ortotrópicos. Para quantificar a anisotropia segundo a direcção da espessura usa-se o coeficiente de anisotropia normal médio (ou somente, coeficiente de anisotropia normal) pesando igualmente os coeficientes de anisotropia medidos segundo as direcções de 0°, 45° e 90°, ou seja,

$$\bar{r} = \frac{1}{4}\left(r_0 + 2r_{45} + r_{90}\right) \tag{22.70}$$

Apenas com valor indicativo, apresentam-se na tabela 22.II valores do coeficiente de anisotropia normal médio para chapas de alguns materiais utilizados em estampagem.

Material	$\bar{r}$
Aço macio	1.0 a 2.0
Aço ferrítico com 17% de crómio	0.9 a 1.3
Aço austenítico 18-10	0.9 a 1.0
Alumínio	0.5 a 1.0
Latão 67 Cu – 33 Zn	1.0
Latão 63 Cu – 37 Zn	0.85
Cobre	0.9 a 1.0
Zinco	0.5
Níquel	1.0

Tabela 22.II Coeficiente de anisotropia normal médio para diferentes materiais.

Para analisar de um modo expedito a influência deste parâmetro na operação de estampagem é habitual considerar-se apenas a zona da aba e a zona cilíndrica na região de transição com a zona do canto do cunho, por serem as regiões onde o coeficiente de anisotropia normal mais influencia a deformação. Além disso, com o intuito de se simplificarem os cálculos, é usual fazer as seguintes aproximações adicionais;

1) A variação de espessura na aba é desprezável, $d\varepsilon_z = 0$.
2) A acção do encostador resume-se a uma região periférica na extremidade da aba.
3) Admite-se que a região crítica da estampagem se localiza na transição entre as zonas do canto do cunho e cilíndrica, onde vigora um estado de deformação plana, $d\varepsilon_\theta = 0$, ou seja, condições para a formação de uma estricção.
4) A folga entre o cunho e a matriz é tal que na zona cilíndrica a tensão segundo a espessura é nula, $\sigma_z = 0$.

Através da figura 22.34 é possível visualizar estas simplificações, designadamente no que se refere aos estados de tensão e deformação considerados.

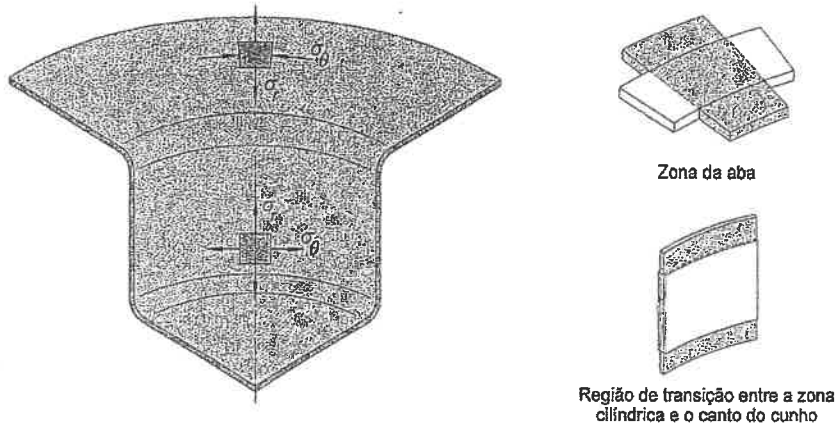


Figura 22.34 Simplificações efectuadas para analisar a influência do coeficiente de anisotropia normal; a) estado de tensão na aba e na região de transição entre a zona cilíndrica e canto cunho e b) deformações associadas a cada um dos anteriores elementos (sombreado após deformação).

Tratando-se de uma análise em que intervém anisotropia tem que se adoptar um critério de plasticidade adequado, conforme discutido no *Capítulo 4*. Adoptando o critério de plasticidade quadrático de Hill (§ 4.8.1), viu-se que para materiais com comportamento ortotrópico este critério assume a seguinte forma,

$$\sigma_e^2 = \frac{1}{(1+\bar{r})}\left[(\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2 + \bar{r}(\sigma_r - \sigma_\theta)^2\right] \tag{22.71}$$

em que σ_e é a tensão limite de elasticidade. Uma primeira conclusão de índole qualitativa que pode, desde logo, ser tirada, surge quando se representa a equação (22.71) no plano das tensões para diferentes valores do coeficiente de anisotropia normal, em condições de tensão plana, $\sigma_z = 0$ (ver problema 4.7 do *Capítulo 4*) conforme se mostra na figura 22.35,

$$\sigma_r^2 + \sigma_\theta^2 - \frac{2\bar{r}}{1+\bar{r}}\sigma_r\sigma_\theta = \sigma_e^2 \tag{22.72}$$

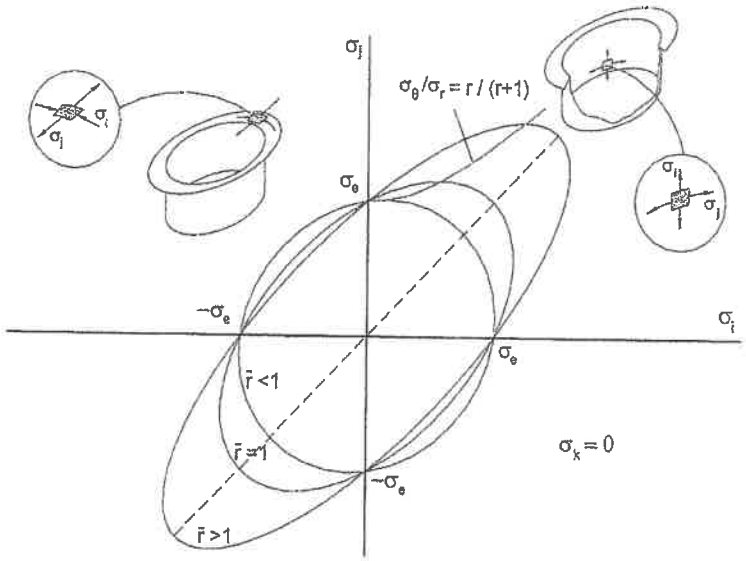


Figura 22.35 Curva limite de elasticidade em função do coeficiente de anisotropia normal médio, $\bar{r}$, em condições de isotropia planar e tensão plana.

De facto, constata-se que os valores das tensões radial e tangencial necessários à deformação plástica da aba diminuem (em valor absoluto) quando o coeficiente de anisotropia normal aumenta (2º quadrante), enquanto que os valores das mesmas tensões requeridas para deformar plasticamente a zona mais crítica, situada na transição do canto do cunho para a zona cilíndrica, aumentam (1º quadrante). Significa esta conclusão que a zona da aba oferece menor resistência à deformação plástica, enquanto que na zona crítica o material oferece maior oposição à formação da estricção/rotura. Uma vez que se admite que esta última zona se encontra em condições de deformação plana, $d\varepsilon_\theta = 0$, a relação entre a tensão tangencial e radial pode ser determinada a partir da respectiva equação constitutiva (equação 4.146), ou seja,

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\frac{1}{(1+\bar{r})}\left[(\sigma_\theta-\sigma_z)-\bar{r}(\sigma_r-\sigma_\theta)\right]=0 \quad\Rightarrow\quad \frac{\sigma_\theta}{\sigma_r}=\frac{\bar{r}}{\bar{r}+1} \tag{22.73}$$

Esta relação de tensões da zona crítica encontra-se representada graficamente no 1º quadrante da figura 22.35 e mostra que de facto à medida que o coeficiente de

anisotropia normal aumenta, tanto o valor da tensão radial, como o da tensão tangencial necessários à deformação plástica são superiores.

Para quantificar o benefício associado ao valor do coeficiente de anisotropia normal torna-se necessário começar por analisar a deformação plástica na aba. Seguindo o procedimento habitual, começa por se tomar a equação de equilíbrio na direcção radial; com as simplificações atrás referidas,

$$\frac{d\sigma_r}{dr}+\frac{\sigma_r-\sigma_\theta}{r}=0 \tag{22.74}$$

A condição de plasticidade tem agora que ser determinada a partir do critério de plasticidade de Hill em condições de deformação plana, $d\varepsilon_z = 0$, por se ter considerado que não existe variação de espessura na aba. Assim, a partir da equação constitutiva na direcção da espessura tira-se que,

$$d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\frac{1}{(1+\bar{r})}\left[-(\sigma_\theta-\sigma_z)-(\sigma_r-\sigma_z)\right]=0 \quad\Rightarrow\quad \sigma_z=\frac{\sigma_r+\sigma_\theta}{2} \tag{22.75}$$

Substituindo este resultado na equação (22.71) e simplificando, obtém-se a seguinte condição de plasticidade,

$$(\sigma_r-\sigma_\theta)^2=\frac{2(1+\bar{r})}{1+2\bar{r}}\sigma_e^2 \tag{22.76}$$

Introduzindo esta condição na equação de equilíbrio, expressão (22.74), obtém-se a seguinte equação diferencial,

$$d\sigma_r=-\sigma_e\sqrt{\frac{2(1+\bar{r})}{2\bar{r}+1}}\frac{dr}{r} \tag{22.77}$$

cuja solução, tendo em conta as condições de fronteira, $\sigma_r=(\sigma_r)_F$ para $r=r_F$, com $(\sigma_r)_F=(\mu F_{anc}/\pi r_F h)$ (ver equação (22.36)), permite determinar a distribuição da tensão radial na aba em função do coeficiente de anisotropia normal,

$$(\sigma_r)_{aba}=\sigma_e\sqrt{\frac{2(1+\bar{r})}{2\bar{r}+1}}\ln\frac{r_F}{r}+(\sigma_r)_F \tag{22.78}$$

Convém assinalar que no caso de se tratar de um material isotrópico, $\bar{r}=1$, a distribuição da tensão radial na aba a que se chega tomando esta expressão não coincide com aquela que foi obtida quando se estudou a 2ª fase de estampagem, equação (22.37), uma vez que esta última foi determinada usando o critério de plasticidade de Tresca e a que resulta da equação (22.78) corresponde à aplicação do critério de plasticidade de von Mises, pois os critérios de plasticidade de Hill e de von Mises coincidem para materiais isotrópicos.

Conhecida a distribuição de tensões na aba torna-se necessário analisar o modo como a zona crítica da estampagem é solicitada. Do facto desta zona se deformar em condições de deformação plana, $d\varepsilon_\theta = 0$, já se viu que a tensão radial e a tensão tangencial se relacionam através da equação (22.73). Então, substituindo este resultado na expressão do critério de plasticidade (equação (22.71)) e notando que nesta zona se está a assumir que a tensão segundo a espessura é nula, $\sigma_z = 0$, obtém-se,

$$\sigma_e^2 = \left[\frac{\bar{r}^2}{(1+\bar{r})^2} + 1 - \frac{2\bar{r}^2}{(1+\bar{r})^2}\right]\sigma_r^2 \quad \Rightarrow \quad (\sigma_r)_{cil} = \frac{(1+\bar{r})}{\sqrt{2\bar{r}+1}}\sigma_e \tag{22.79}$$

ficando, deste modo, definida a distribuição de tensões na zona crítica de estampagem.

Recordando o conceito de transição entre primeira e segunda fase de estampagem introduzido anteriormente, pode dizer-se que a zona da aba entrará em deformação plástica quando a tensão radial das duas zonas for igual. Obviamente que neste raciocínio se desprezam os efeitos introduzidos pelo canto da matriz, pela zona cónica e pela dobragem e atrito no canto do cunho, pelo que o resultado a que se chegar deve ser interpretado com as devidas cautelas.

Nestas condições, e admitindo que a estampagem se efectua sem encostador, da igualdade entre a tensão radial na zona crítica, $(\sigma_r)_{cil}$, e a tensão radial máxima da aba, $(\sigma_{r_{aba}})_{max}$, que se atinge no raio r_i, obtém-se,

$$(\sigma_{r_{aba}})_{max} = (\sigma_r)_{cil}$$

$$\sigma_e\sqrt{\frac{2(1+\bar{r})}{2\bar{r}+1}}\ln\frac{r_F}{r_i} = \frac{(1+\bar{r})}{\sqrt{2\bar{r}+1}}\sigma_e \quad \Rightarrow \quad \ln\frac{r_F}{r_i} = \sqrt{\frac{(1+\bar{r})}{2}} \tag{22.80}$$

Considerando que a relação de estampagem $m = (r_i/r_F)$ pode ser no limite encarada como o coeficiente limite de estampagem da operação, a influência do coeficiente de anisotropia normal na estampagem será então dada por,

$$\ln\frac{(r_F)_{max}}{r_i} = \sqrt{\frac{(1+\bar{r})}{2}} \tag{22.81}$$

em que $(r_F)_{max}$ é o máximo valor que o raio exterior da estampa plana pode ter para haver estampagem.

A figura 22.36 mostra graficamente a evolução do coeficiente limite de estampagem com o coeficiente de anisotropia normal, cuja análise permite tirar algumas conclusões importantes. A primeira delas está relacionada com a natureza dos resultados obtidos, ou seja, às simplificações usadas para calcular o coeficiente limite de estampagem são análogas às que se usaram para determinar o coeficiente limite de estampagem em condições teóricas (ver equação (22.28)), uma vez que para condições de isotropia se obtém $M = 0.37$. Não obstante, verifica-se que o coeficiente limite de estampagem decresce muito rapidamente com o aumento do coeficiente normal de anisotropia, evidenciando a importância deste parâmetro do material para a estampagem. Em conclusão, a profundidade que é possível obter para uma taça estampada será tanto maior, quanto maior for o coeficiente de anisotropia normal do material da chapa, mantendo naturalmente os restantes parâmetros processuais inalterados.

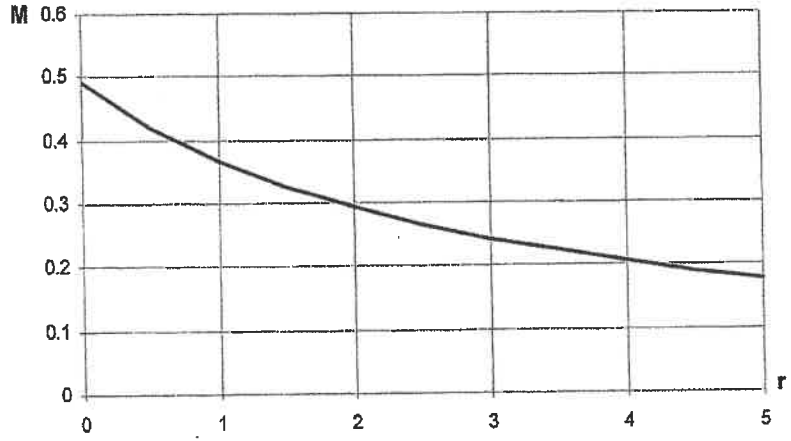


Figura 22.36 Evolução do coeficiente limite de estampagem, M, com o coeficiente de anisotropia normal, $\bar{r}$.

Taxa de encruamento

A taxa de encruamento de um material pode ser quantificada através do coeficiente de encruamento, n, obtido a partir de diferentes modelos matemáticos, conforme se viu no § 5.7. Na verdade, este coeficiente não é mais do que um indicador sobre a capacidade

intrínseca do material em repartir as deformações quando sujeito a um gradiente de tensão, sendo habitual em estampagem definir-se um coeficiente de encruamento médio, $\overline{n}$, ponderando os diferentes coeficientes de encruamento no plano da chapa,

$$\overline{n} = \frac{1}{4}\left(n_0 + 2\,n_{45} + n_{90}\right) \tag{22.82}$$

em que n_0, n_{45} e n_{90} são respectivamente o coeficiente de encruamento segundo a direcção de laminagem, uma direcção fazendo 45° com a de laminagem e uma direcção normal à de laminagem. A tabela 22.III apresenta valores típicos do coeficiente de encruamento (usando uma lei de comportamento rígido-plástico do tipo: $\sigma = K\,\varepsilon^n$) para alguns dos materiais mais usados em estampagem.

Material	$\overline{n}$
Aço macio	0.15 a 0.25
Aço ferrítico com 17% de crómio	0.16 a 0.20
Aço austenítico 18-10	0.40 a 0.50
Alumínio	0.07 a 0.27
Latão 67 Cu – 33 Zn	0.55
Latão 63 Cu – 37 Zn	0.45
Cobre	0.3 a 0.47
Zinco	0.1
Níquel	0.6

Tabela 22.III Coeficiente de anisotropia normal médio para diferentes materiais.

Para melhor se compreender a influência do coeficiente de encruamento médio na deformação, considere-se um provete de tracção uniaxial onde se vai analisar a progressão da deformação de um modo incremental. Deste modo, um incremento da tensão aplicada irá provocar numa região localizada do provete uma redução de secção, a qual passará a funcionar como um defeito geométrico, pois a deformação passa a ter tendência a localizar-se nessa zona. No entanto, o encruamento que o material sofreu durante a deformação conduz ao aumento da tensão limite de elasticidade dessa zona, sendo esse acréscimo tanto mais elevado quanto maior for o coeficiente de encruamento. Então, sempre que a tensão associada a este último efeito superar a que resulta da redução da secção, a deformação plástica prosseguirá numa região exterior a esta e a deformação plástica irá repartir-se globalmente pelo provete. No caso concreto da estampagem este fenómeno faz-se sentir essencialmente na zona do canto do cunho, onde o aumento do coeficiente de encruamento favorece os modos de deformação em

expansão aí existentes, promovendo uma repartição mais alargada e mais homogénea das deformações, oferecendo, por isso, uma maior resistência ao aparecimento da estricção e de todos os inconvenientes que lhe estão associados.

Todavia, quando se considera a influência deste coeficiente na deformação da aba constata-se que por haver encruamento do material, a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba irá processar-se com valores mais elevados da tensão radial, surgindo o valor máximo de tensão alguns instantes depois daquele que foi referido anteriormente como sendo o instante de transição entre a 1ª e a 2ª fase de estampagem. Este afastamento do valor máximo da tensão radial na região do canto da matriz e da aba, que será tanto maior quanto mais elevado for o coeficiente de encruamento médio do material, deve-se ao facto de na fase inicial da deformação plástica destas zonas a redução da tensão radial associada ao escoamento do material para o interior da matriz ser superada pelo aumento de tensão que resulta do encruamento.

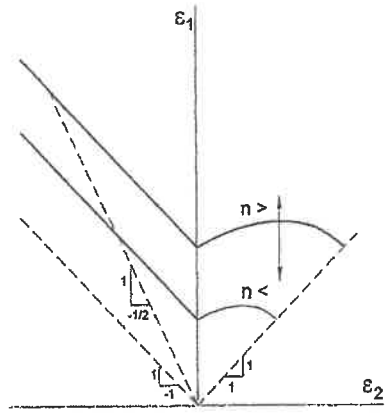


Figura 22.37 Representação esquemática da influência do coeficiente de encruamento na curva limite de estampagem.

Fazendo um balanço destes dois aspectos com efeitos contrários para a estampagem, a experiência mostra que para a generalidade dos casos eles compensam-se, levando a que o coeficiente de encruamento do material não influencie significativamente o coeficiente limite de estampagem do material. No entanto, os trabalhos experimentais desenvolvidos nesta área mostram que será sempre preferível seleccionar um material com um coeficiente de encruamento mais elevado. É o caso, por exemplo, dos resultados provenientes da determinação experimental da curva limite de estampagem (ver § 12.5.3

do *Capítulo 12*) que mostram que o aumento do coeficiente de encruamento do material permite alargar o domínio de enformabilidade das operações de estampagem (figura 22.37). Aconselha-se igualmente a consulta do problema 12.3 para obter uma explicação teórica pormenorizada acerca da influência do encruamento na curva limite de estampagem.

Materiais utilizados

Os materiais utilizados em operações de estampagem podem ser agrupados em três grupos distintos: metais ferrosos, metais não-ferrosos e materiais não-metálicos.

Metais ferrosos

Os metais ferrosos mais utilizados em operações de estampagem são os aços carbono laminados a frio[6]. (com percentagens de carbono entre os 0.05 e 0.20%). Os aços com menor teor em carbono são mais apropriados para a estampagem profunda, sendo a utilização de aços carbono calmados ao alumínio[7] ('aluminium-killed steel', ou 'special-killed steel' na terminologia 'inglesa') especialmente recomendada para aplicações destinadas a ferramentas progressivas que possam envolver operações de estampagem e dobragem de elevada complexidade/severidade. A estampagem também pode ser realizada a partir de chapa de aço carbono revestida (ex. galvanizada).

Os aços inoxidáveis mais utilizados em operações de estampagem são os ferríticos do tipo 430 e os austeníticos do tipo 302, 304 e 305. Os aços inoxidáveis ferríticos apresentam níveis de enformabilidade semelhantes aos dos aços carbono, mas são propensos à formação de estrias e de depressões superficiais características das bandas de Lüders caso não tenham sido estabilizados[8] ou submetidos a operações preliminares de laminagem a frio. Os aços inoxidáveis austeníticos possuem um comportamento substancialmente diferente daquele que é apresentado pelos aços inoxidáveis ferríticos. Apresentam taxas de encruamento mais elevadas o que, embora seja vantajoso em termos de enformabilidade, vai implicar problemas de recuperação elástica e de tensões residuais nas peças estampadas. São ainda susceptíveis a alterações estruturais (formação de martensite) em função do nível de deformação plástica a frio.

[6] Os aços carbono laminados a frio são mais apropriados para a estampagem do que os laminados a quente em virtude de possuírem maiores coeficientes de encruamento (0.2~0.25 contra ~0.1 dos laminados a quente)

[7] Os aços calmados são aqueles em que se procedeu à completa desoxidação, não existindo libertação de gases durante a solidificação. Os aços efervescentes são aqueles em que a desoxidação foi incompleta existindo libertação de gases durante a solidificação. Esta libertação de gases pode dar origem à formação de chochos e de segregações de fósforo e enxofre no seu interior.

[8] Os aços inoxidáveis estabilizados são aqueles em que se fixa o carbono através da adição de titânio e nióbio, os quais possuem maior tendência que o crómio para formar carbonetos.

Em termos globais pode-se afirmar que a utilização de aços inoxidáveis em operações de estampagem requer volumes de produção mais elevados do que os aços carbono e exige cuidados especiais ao nível dos revestimentos das ferramentas, na medida em que acentuam os desgastes dos componentes activos (cunhos e matrizes). Este facto justifica a razão pela qual as peças estampadas em aço inoxidável devem ser geralmente especificadas com tolerâncias de fabrico menos apertadas do que as peças estampadas em aço carbono.

Metais não-ferrosos

As ligas de alumínio e de cobre são as matérias-primas metálicas não-ferrosas mais utilizadas em estampagem. No caso do alumínio destacam-se as ligas AA1100, AA3003 e AA5005 em virtude de possuírem uma excelente enformabilidade. Quando se pretendem fabricar peças estampadas com maior resistência mecânica pode-se optar pela utilização das ligas AA3004, AA5052, AA5154 e AA5036. As ligas AA5053, AA5252 ou AA5457 são sobretudo utilizadas para aplicações em que se desejem obter excelentes acabamentos superficiais. As ligas de cobre da série C10000 e a generalidade dos latões são igualmente caracterizados por possuírem uma excelente enformabilidade. Os latões C26000 (CuZn30) são particularmente apropriados para operações de estampagem profunda, embora os latões C24000 (CuZn20) e C23000 (CuZn15) também possuam características mecânicas que lhes conferem bons níveis de enformabilidade.

São também utilizadas em operações de estampagem, embora com menores volumes de produção, as ligas de níquel (ex. Níquel 200 e Monel 400), de zinco, de titânio e de magnésio (ex. AZ31B e LA141 estampadas a quente). O ouro, a prata e a platina são também utilizados em operações de estampagem.

Materiais não-metálicos

Saindo um pouco fora do âmbito deste livro, interessa salientar que existem materiais não-metálicos que também podem ser estampados. Na generalidade dos casos são utilizados para fabricar peças pouco profundas mas, no caso particular dos termoplásticos ABS podem ser empregues em operações de estampagem profunda utilizando ferramentas semelhantes às que se utilizam com materiais metálicos.

22.8.2 Trajectória de deformação

O estabelecimento dos limites de enformabilidade das operações de estampagem através da utilização da curva limite de estampagem é uma tarefa importante na medida em que permite analisar a influência da matéria-prima e das trajectórias de deformação, no fabrico de peças estampadas com formas e dimensões bem definidas. Considere-se, a título de exemplo, as trajectórias de deformação características da operação de estampagem cilíndrica que se encontra representada na figura 22.38.

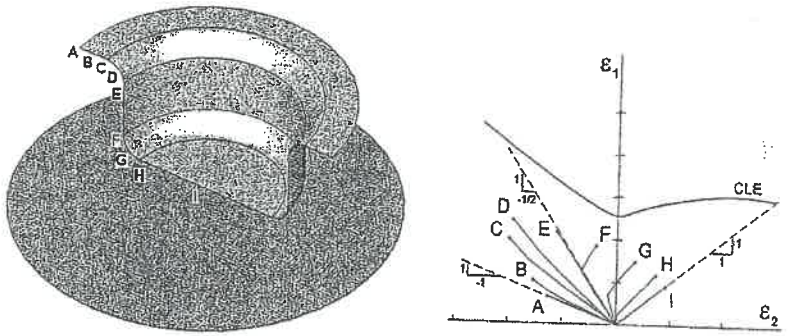


Figura 22.38 Representação esquemática, no plano das extensões principais, das trajectórias de deformação características de uma operação de estampagem cilíndrica.

A primeira conclusão que se poderia retirar a partir da análise da figura 22.38 é que a estampagem da taça cilíndrica não deverá apresentar quaisquer problemas de enformabilidade na medida em que todas as trajectórias de deformação dos pontos assinalados pelas letras *A* a *I* se encontram claramente abaixo da curva limite de estampagem (entenda-se, curva limite de estampagem à estricção). No entanto, uma análise mais pormenorizada desta figura permite obter as seguintes conclusões adicionais:

1) O ponto *A* situado na periferia da aba descreve uma trajectória de deformação muito próxima da compressão uniaxial (não deve ser esquecida a influência que o encostador exerce sobre o estado de tensão da periferia da aba - ver § 22.4.2).

2) O ponto *I* situado na zona do fundo da taça descreve uma trajectória de deformação de expansão biaxial simétrica.

3) O ponto *E* situado na zona cilíndrica descreve uma trajectória de deformação semelhante à da tracção uniaxial simples.

4) Os pontos *B*, *C* e *D* situados nas zonas da aba e do canto da matriz descrevem trajectórias de deformação não-lineares no domínio da retracção.

5) Os pontos *F*, *G* e *H* situados na zona do canto do cunho ou nas regiões que lhes são adjacentes descrevem trajectórias de deformação complexas. Tomando, como exemplo o ponto *F*, pode-se afirmar que a deformação inicial do material é de tracção uniaxial mas à medida que o canto do cunho vai sendo formado a trajectória

sofre uma alteração aproximando-se da trajectória de expansão biaxial simétrica que é característica da zona do fundo da taça (ver figura 22.39).

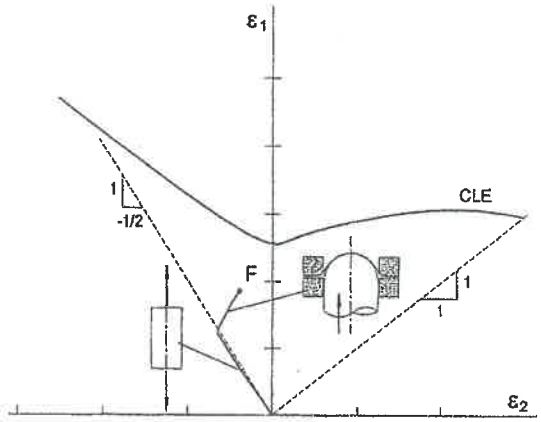


Figura 22.39 Representação esquemática da trajectória de deformação que é imposta ao material adjacente ao ponto *F* durante a operação de estampagem.

A situação que acabou de ser descrita para o ponto *F* levanta dois problemas bastante importantes; (i) o domínio de validade das curvas limite de estampagem e (ii) a melhor forma de as obter por via experimental. A generalidade das curvas limite de estampagem são determinadas experimentalmente por intermédio de ensaios simulativos que possuem trajectórias de deformação lineares ou, por intermédio de ensaios Nakazima que dão origem a trajectórias de deformação 'um pouco menos lineares' do que as dos ensaios simulativos em virtude de existir atrito entre o provete de chapa e o punção (ver § 12.5.3).

O carácter não linear das trajectórias de deformação, associado ao facto de uma curva limite de estampagem que tenha sido obtida por intermédio de trajectórias complexas poder apresentar diferenças muito substanciais relativamente a uma curva limite de estampagem do mesmo material que tenha sido obtida por intermédio de ensaios com trajectórias lineares (figura 22.40[9]), permite concluir que a utilização das curvas limite de estampagem deverá ser efectuada com algumas cautelas.

[9] O símbolo CLE_s, incluído na figura 22.40, está associado à curva limite de estampagem obtida a partir de ensaios experimentais com trajectórias simples (lineares), enquanto que o símbolo CLE_c está associado a uma outra curva limite de estampagem do mesmo material obtida através de ensaios experimentais com trajectórias complexas.

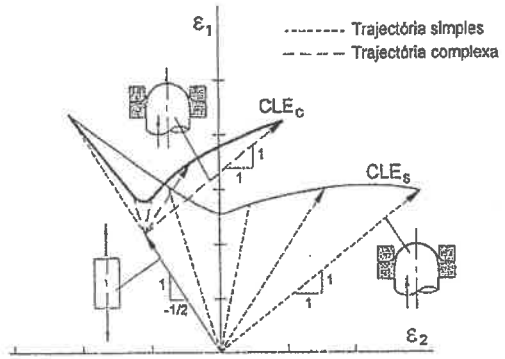


Figura 22.40 Representação esquemática da influência da trajectória de deformação que é imposta ao material na obtenção da curva limite de estampagem.

22.8.3 Encostador

Pressão nominal de encosto

A força a exercer pelo encostador é de vital importância para a estampagem, não só porque do seu valor depende a formação, ou não, de rugas na aba, mas também porque o nível das tensões que se desenvolvem nas várias zonas da taça é função do valor da tensão radial induzida pelo encostador na extremidade da aba (ver § 22.4.2). Na realidade, a pressão a exercer pelo encostador deverá ser variável ao longo da estampagem; baixa no início, até se iniciar a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba, aumentando durante os instantes iniciais de estampagem da aba, mas podendo voltar a baixar de modo progressivo à medida que o risco de engelhamento for diminuindo, pois a espessura vai aumentando e o perímetro exterior da aba vai reduzindo à medida esta vai escoando para o interior da matriz. Porém, o facto da generalidade das prensas não disporem deste tipo de regulação para o encostador, para além do próprio perfil de variação da força no encostador ser diferente de estampagem para estampagem, leva a que se adopte para o encostador uma pressão de actuação média. Notando que o valor óptimo de força a aplicar pelo encostador depende da relação de estampagem da operação, da espessura da chapa, do atrito e das características mecânicas do material, a tabela 22.IV apresenta para alguns dos materiais mais usados em estampagem a ordem de grandeza da pressão nominal de encosto, a qual deverá ser ajustada de acordo com a experiência.

Convém explicitar que por pressão nominal de encosto se entende o quociente entre a força aplicada pelo encostador e a área nominal de encosto que, como se viu, é diferente

da área real de contacto, a qual se limita a uma zona restrita da periferia da aba. Sobre os valores indicados na tabela 22.IV pode, ainda, referir-se que na generalidade dos casos são determinados a partir dos valores da tensão limite de elasticidade, σ_e, e da tensão de rotura do material, σ_R, no seguinte intervalo,

$$p_{enc} = \frac{F_{enc}}{A_n} = \left(\frac{1}{200} \text{ a } \frac{1}{150}\right)(\sigma_e + \sigma_R) \qquad (22.83)$$

Material	Pressão de Encosto (N/mm²)
Aço estampagem profunda	2.1 a 3.1
Aço com baixo teor de carbono	3.4
Alumínio e ligas de alumínio	0.8 a 1.4
Ligas especiais de alumínio	3.4
Aço inoxidável	2.1 a 5.2
Aço inoxidável austenítico	6.9
Cobre	1.2 a 1.7
Latão	1.4 a 2.1

Tabela 22.IV Pressão nominal de encosto a usar no encostador.

Tipos de encostador

Nem sempre a estampagem tem que ser efectuada com encostador, existem operações em que o encostador pode ser dispensado por a propensão para o engelhamento da aba ser muito baixa. As variáveis processuais que mais contribuem para estas condições são naturalmente a espessura da chapa, a relação de estampagem e as características mecânicas do material. Nesta linha existem vários indicadores, propostos por diferentes autores, que fornecem informação sobre a natureza da estampagem, todavia, a realização de ensaios experimentais preliminares é fundamental para se tomar a decisão acertada. Apenas com valor estimativo apresentam-se de seguida alguns dos indicadores habitualmente empregues para definir operações de estampagem que não necessitam de encostador:

1) Quando o diâmetro exterior da estampa plana, D_0, for inferior a 20 vezes a espessura inicial da chapa, h_0: $D_0 < 20\, h_0$.

2) Quando a redução da aba em percentagem, R, verificar a seguinte relação: $R(\%) < [(5 \text{ a } 6)\, h_0/D_0] \times 100$.

3) Em conformidade com a figura 22.41, sempre que $r < 3\,h_0$ para materiais recozidos (aço de estampagem, latão, etc.) ou $r < 2.5\,h_0$ para materiais com taxas de encruamento mais elevado (latão meio duro, cobre duro, etc.). Porém, em qualquer dos casos a dimensão do raio do canto da matriz, ou do chanfro, caso a matriz seja chanfrada, deve ser inferior a $s < 20\,h_0$.

4) Em qualquer dos casos quando a espessura da chapa for igual ou inferior a 0.6 mm deve usar-se sempre encostador.

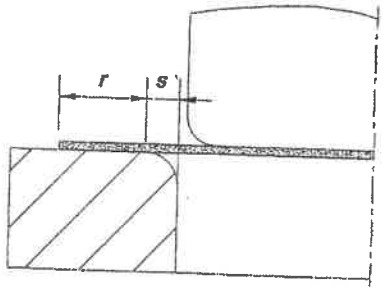


Figura 22.41 Estampagem sem encostador, variáveis de controlo.

Para as operações de estampagem com encostador existem vários tipos de encostador que podem ser classificados de acordo com a tabela 22.V.

Tipo de encostador	Elemento activo	Observações
Fixo	Superfície direita	Deixa folga entre a chapa e a superfície do encostador. Difícil de determinar e de manter a folga ideal.
	Superfície cónica	Evita o problema da folga ideal.
Accionado pela ferramenta	Molas Borrachas (elastómeros) Cilindros a gás	Têm a desvantagem de aumentar a força com o curso da ferramenta.
	Cames ou articulações	Não tem o inconveniente dos anteriores, mas são dispendiosos e difíceis de projectar.
Independente	Hidráulicos	Aplicados quando a prensa é de duplo ou triplo efeito.

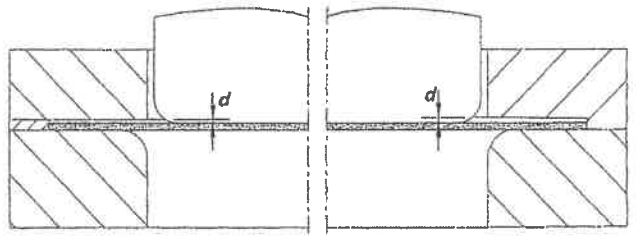
Tabela 22.V Principais tipos de encostador usados em estampagem.

O tipo de encostador mais simples é, sem dúvida, o encostador do tipo fixo. Na sua versão de superfície direita (ver figura 22.42 a)), a pressão de encosto é definida pelo aumento de espessura que as zonas periféricas da aba vierem a sofrer durante a estampagem. Contudo, este aumento de espessura nem sempre é fácil de determinar, pois depende de vários parâmetros e, por isso, também o valor da folga a usar entre a chapa e a superfície do encostador, d, será difícil de estabelecer. Nestas condições, o valor a adoptar para esta folga é obtido a partir da diferença entre o valor da espessura inicial da estampa e o da espessura estimada para a operação realizada sem encostador (ver equação (22.34)), ou seja,

$$d = (0.25 \text{ a } 0.5)\left(1 - \sqrt{\frac{D_0}{d_m}}\right) h_0 \qquad (22.84)$$

em que h_0 é a espessura inicial, D_0 o diâmetro da estampa plana e d_m o diâmetro médio da parede da taça.

O encostador fixo de superfície cónica elimina parcialmente as dificuldades referidas para o de superfície direita, tendo a vantagem de aplicar uma força de encostador decrescente à medida que a aba escoa para o interior da matriz, requerendo, portanto, menores forças de estampagem. O ângulo de inclinação da superfície do encostador é habitualmente da ordem de 1º, podendo, no entanto, o seu valor ser calculado usando o mesmo princípio descrito para o encostador de superfície direita. Em qualquer dos casos, os inconvenientes que surgem na utilização deste tipo de encostadores decorrem das dificuldades de posicionamento da estampa e das limitações quanto à forma das peças a fabricar (peças com aba são difíceis de produzir, em especial no tipo de superfície inclinada, onde a aba tende a levantar na região do canto da matriz).



(a) (b)

Figura 22.42 Encostadores fixos; a) superfície plana e b) superfície cónica.

Para operações de produção em série torna-se mais vantajoso utilizar encostadores móveis. Os sistemas de molas (ver figura 22.43), de borrachas (elastómeros) ou de cilindros a gás, têm como principal inconveniente o facto da pressão específica ir aumentando à medida que a operação decorre, o que contraria os requisitos da operação de estampagem, conforme explicado anteriormente para a pressão nominal de encosto.

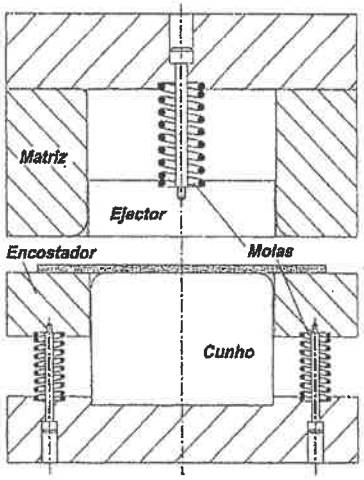


Figura 22.43 Ferramenta de duplo efeito para prensa de simples efeito, com encostador e ejector accionados por molas.

Os encostadores controlados por cames têm a vantagem de poderem aplicar uma força controlada em função dos requisitos instantâneos da operação. Porém, são difíceis de projectar, muito dispendiosos e aplicáveis apenas quando as forças envolvidas são pequenas, pois, caso contrário, a dimensão do sistema torna-o inviável.

A figura 22.44 ilustra o caso de um encostador accionado através de um dos efeitos independentes de uma prensa de triplo efeito. A operação inicia-se com a aplicação de força pelo encostador, seguida da aproximação do cunho à chapa, geralmente em velocidade rápida (ver figura 22.44 b)). Segue-se a operação de estampagem propriamente dita, que se desenrola à velocidade de estampagem definida pelo projectista, mais lenta do que a de aproximação e habitualmente referida como velocidade de trabalho (ver figura 22.44 c)). Terminada a operação de estampagem tanto a corrediça principal (onde está montado o cunho), como a que controla o encostador regressam ao ponto morto superior, enquanto a fase de ejecção da peça se processa através do terceiro efeito da prensa.

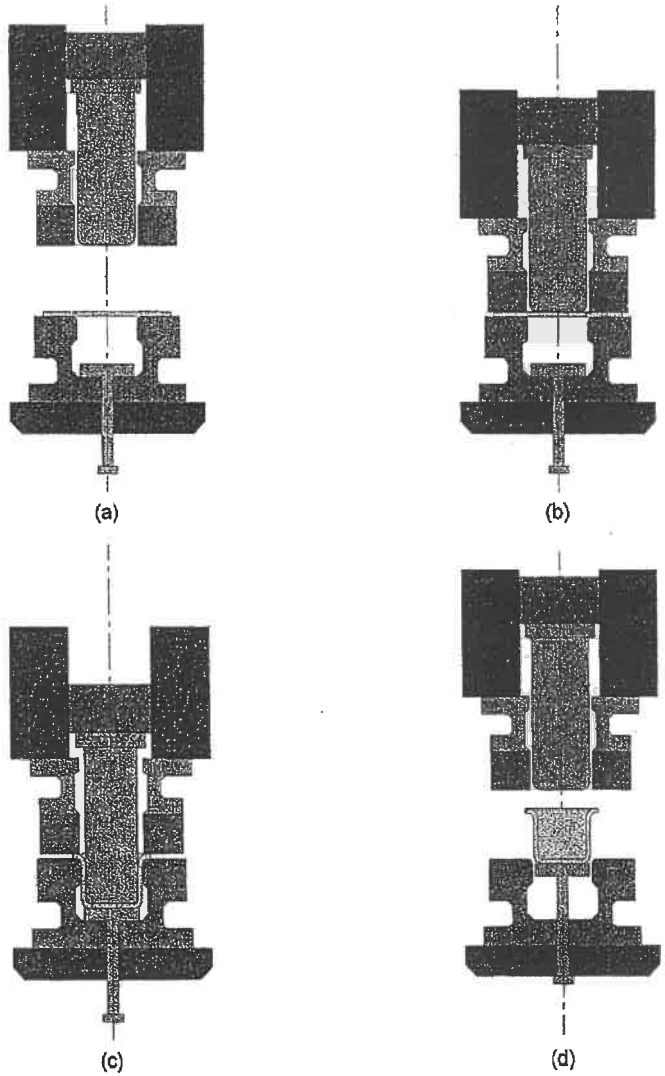


Figura 22.44 Ferramenta directa de duplo efeito para prensa com três efeitos independentes; a) ferramenta aberta, b) actuação do encostador e aproximação do cunho, c) operação de estampagem e d) ejecção da peça.

Resta acrescentar que os casos apresentados tiveram apenas o objectivo de ilustrar os principais tipos de encostadores usados em estampagem. No entanto, existem outras soluções práticas que podem inclusivamente combinar na mesma ferramenta os diferentes tipos de encostador atrás descritos.

22.8.4 Folga entre a matriz e o cunho

Os principais parâmetros que influenciam a selecção do valor da folga entre o cunho e a matriz são os seguintes;

1) As características mecânicas da matéria-prima.
2) As tolerâncias dimensionais da matéria-prima, em particular as da espessura da chapa.
3) A severidade da operação de estampagem e a respectiva fase (no caso de se tratar de estampagem múltipla).
4) A qualidade superficial exigida à peça estampada.

Se a folga for pequena pode acontecer que a chapa seja trefilada entre o cunho e a matriz, dando origem, na parte final da operação, a uma solicitação adicional da parede da taça que pode conduzir à rotura da taça. Compreende-se, assim, que o risco de rotura da peça aumenta, bem como o desgaste dos elementos activos da ferramenta.

Se, por outro lado, a folga for excessiva, as condições para que se atinja a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba serão agravadas. Adicionalmente, pode acontecer que as zonas periféricas da aba engelhem na fase final da operação, devido ao aumento de dimensão de aba que na zona do canto da matriz deixa de ser actuada pelo encostador. Nos casos em que este fenómeno não se manifeste, pode acontecer que a taça formada não seja verdadeiramente cilíndrica, permanecendo no final da estampagem com um diâmetro maior na zona superior.

Os aspectos anteriores justificam o cuidado que se deve ter no estabelecimento da tolerância da espessura da matéria-prima, devendo evitar-se que essa variação seja relativamente elevada.

Na prática o valor da folga a seleccionar para a estampagem apoia-se em expressões empíricas obtidas a partir de trabalho experimental. No caso da estampagem cilíndrica sem 'ironing', Oehler e Kaiser sugerem que o valor da folga radial pode ser obtido a partir da seguinte expressão,

$$j_r = h_{max} + k\sqrt{10\,h_0} \qquad (22.85)$$

em que h_{max} e h_0 são respectivamente a espessura máxima (considerando, portanto, as tolerâncias dimensionais) e a espessura nominal da matéria prima, e k um parâmetro que

depende do material (0.07 para o aço, 0.04 para materiais não ferrosos e 0.02 para o alumínio).

A tabela 22.VI apresenta os valores da folga em função da espessura da chapa aconselhados pela ASM (American Society for Metals) para a 1ª e para a 2ª fase de estampagem, assim como para estampagem de 'acabamento', na qual a qualidade superficial da peça e a regularidade da espessura na parede da taça são requisitos de fabrico.

Espessura da chapa (mm)	Factor multiplicativo em função da espessura da chapa		
	1ª fase	2ª fase	"Acabamento"
Até 0.4	1.07 a 1.09	1.08 a 1.10	1.04 a 1.05
0.4 a 1.3	1.08 a 1.10	1.09 a 1.12	1.05 a 1.06
1.3 a 3.2	1.10 a 1.12	1.12 a 1.14	1.07 a 1.09
> 3.2	1.12 a 1.14	1.14 a 1.20	1.08 a 1.10

Tabela 22.VI Factor multiplicativo para determinar o valor da folga radial em operações de estampagem cilíndrica recomendados pela ASM.

22.8.5 Raio do canto da matriz

A influência do raio do canto da matriz r_{cm} na estampagem foi analisada no § 22.4.2. Na altura verificou-se que o valor do raio do canto da matriz afectava o coeficiente limite de estampagem da operação, porque a dobragem e a desdobragem instantâneas com forças de tracção davam origem a acréscimos de tensão radial inversamente proporcionais ao raio do canto da matriz (ver equação (22.57)) e, também, porque o acréscimo de tensão radial devida ao atrito aumentar com o incremento da tensão radial à entrada da matriz (ver equação (22.43)), a qual é superior quando o raio do canto da matriz é menor. Em resumo, a diminuição do raio do canto da matriz, r_{cm}, tem como principais consequências:

1) O aumento do coeficiente limite de estampagem.
2) A maior redução de espessura da taça.
3) O aumento do desgaste das ferramentas, em especial na região da zona do canto da matriz
4) O aumento da força de estampagem.

As vantagens de se utilizarem raios do canto da matriz elevados são, no entanto, condicionadas pelo facto de no final da estampagem ficar uma extensão da aba (da ordem

de grandeza do raio do canto da matriz) sobre a qual não se exerce a acção do encostador, podendo, nestas condições, dar origem ao engelhamento da aba. Alguns autores indicam que este fenómeno começa a surgir quando o raio do canto da matriz é superior a 10 vezes a espessura da chapa. Para além deste fenómeno do engelhamento deve acrescentar-se que as tensões residuais na taça são mais elevadas quando o raio do canto da matriz aumenta, o que pode ser problemático na estampagem de certos materiais, conforme discutido no § 22.7. Não obstante, deve referir-se que na prática existem muitos casos em que o raio de concordância entre a parede da taça e a aba, ou seja, o valor do raio do canto da matriz na ferramenta, é um requisito de projecto com pouca liberdade de variação, o que condiciona imediatamente o modo como a operação de estampagem se irá desenrolar, podendo, mesmo, exigir operações adicionais de estampagem para viabilizar o fabrico.

Como recomendações básicas para o valor do raio do canto da matriz, r_{cm}, podem indicar-se os seguintes valores em função da espessura nominal da chapa, h_0:

- Primeira estampagem, $r_{cm} \cong (6 \text{ a } 10)\, h_0$

- Estampagens seguintes, $r_{cm} \cong (6 \text{ a } 8)\, h_0$

No entanto, existem expressões empíricas propostas por diversos autores que são usadas frequentemente na prática. Assim, segundo Kaczmarec, o valor do raio do canto da matriz para a primeira fase de estampagem pode ser obtido a partir da seguinte expressão,

$$r_{cm} = k_m \sqrt{(D_0 - d_i)\, h_0} \qquad (22.86)$$

em que D_0 é o diâmetro da estampa plana, d_i é o diâmetro interior da taça, h_0 a espessura inicial da chapa e k_m uma constante que toma o valor de 0.8 para o aço macio e 0.9 para o alumínio.

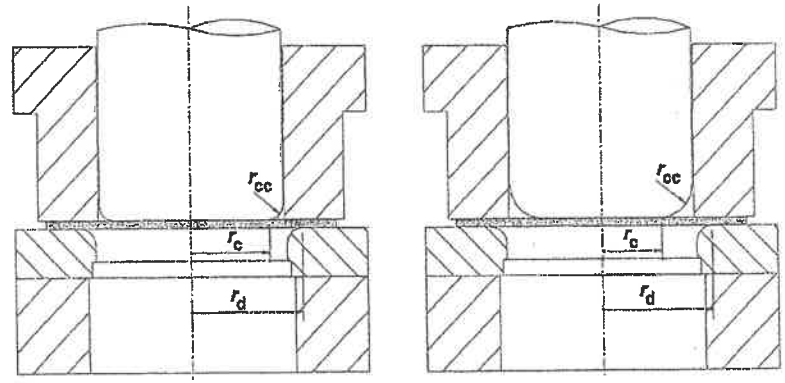
Por seu lado, Romanowski sugere que o raio do canto da matriz seja definido de acordo com os valores indicados na tabela 22.VII.

Tipo de taça	Relação entre a espessura e o diâmetro inicial da estampa, h_0/D_0		
	0.001 a 0.003	0.003 a 0.01	0.01 a 0.02
Sem aba	(15 - 10) h_0	(10 - 8) h_0	(8 - 6) h_0
Com aba	(30 - 20) h_0	(20 - 15) h_0	(15 - 10) h_0

Tabela 22.VII Valores para o raio do canto da matriz segundo Romanowski.

22.8.6 Raio do canto do cunho

No § 22.4.1 referiu-se que na zona do canto do cunho surgia uma estricção em consequência de se ter que induzir na região do canto da matriz e da aba uma tensão radial suficiente para a deformação plástica destas zonas. Por outro lado, também se viu que a tensão radial nesta zona de estricção máxima, ponto C, recebia a contribuição de três fenómenos, resumidos na expressão (22.19), designadamente o que resulta da expansão, do atrito e da dobragem instantânea que se verifica na zona do canto do cunho à medida que o material vai envolvendo o canto do cunho da ferramenta.



(a) (b)

Figura 22.45 Ferramenta de estampagem com a) pequeno raio do canto do cunho e b) elevado raio do canto do cunho.

Comparando qualitativamente duas estampagens em que a única diferença reside no valor do raio do canto do cunho, r_{cc}, conforme se mostra na figura 22.45, pode chegar-se a um conjunto de conclusões que ajudarão a seleccionar o valor do raio do canto cunho em função das especificidades de cada operação de estampagem. A figura 22.46 resume num gráfico em que se traça a variação de espessura em função da posição do ponto na posição inicial na estampa plana as principais diferenças entre os dois casos.

Nestas condições, quando o raio do canto do cunho é maior, a zona plana do fundo da taça é menor. Então, para que se inicie a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba terá que haver maior distensão nas zonas do fundo (AB) e do canto do cunho (BC), para compensar o menor valor inicial de r_c (ver equação (22.23). Daqui resulta que a redução de espessura na zona do fundo da taça (AB) aumenta com o aumento do raio do canto do cunho. Todavia, a redução de espessura na estricção do canto do cunho

(ponto C) não será necessariamente maior, pois se por um lado a redução de espessura aumentou devido à maior expansão, por outro lado a redução de espessura diminuiu por a dobragem instantânea com forças de tracção se efectuar com um raio de curvatura maior (o raio do canto do cunho). Pode assim acontecer que em certos intervalos do raio do canto do cunho estes dois valores se compensem, dando origem a estricções com reduções de espessura da mesma ordem de grandeza.

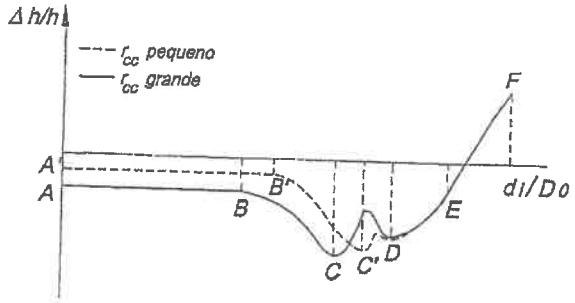


Figura 22.46 Representação esquemática da variação de espessura para dois raios do canto do cunho em função da posição inicial da secção da estampa plana.

No que se refere à posição da estricção do canto do cunho, compreende-se que esta surja numa região mais interior na taça (com um raio r_c menor) quando o raio do canto do cunho é maior, pois se considerarmos o encruamento do material, conclui-se que o valor da relação $(\sigma_r)_c\ r_c$ pode atingir o valor necessário para dar início à estampagem da aba, $(\sigma_r)_D\ r_0$, para menores valores de r_c, já que a tensão radial $(\sigma_r)_c$ alcança valores mais elevados devido ao encruamento (ver equação (22.23)).

Resta referir que em face do mecanismo de deformação que se desenvolve na região do canto do cunho a estricção da zona do canto da matriz (ponto D), bem como a própria evolução da espessura entre esta estricção e a extremidade da aba seja praticamente independente do valor do raio do canto do cunho. Haverá, no entanto, que assinalar que a extensão entre os pontos C e D (que teoricamente não sofreu deformação plástica) será naturalmente superior no caso em que o raio do canto do cunho é maior.

Em conclusão, quanto menor for a taxa de encruamento e o alongamento que o material pode suportar antes da rotura (devido às suas características mecânicas, ou por ter sofrido tratamento térmico, mecânico ou outro, ou por a espessura da estampa plana ser pequena, ...etc.), tanto menor deverá ser o raio do canto do cunho, r_{cc}. Porém, nos casos em que o valor da tensão necessária à estampagem da zona do canto da matriz e aba não seja muito elevada, ou quando não houver inconveniente da estricção da zona do

canto do cunho surgir em ralos mais interiores, tanto mais elevado pode ser o raio do canto do cunho, r_{cc}, e tanto maior será a altura da taça estampada, em consequência da maior distensão inicial das zona do fundo da taça e do canto do cunho. Finalmente, refira-se que em muitos casos em que o raio do canto do cunho é pequeno, por imposição das características geométricas da peça, é necessário recorrer-se a operações suplementares, de modo que o raio pretendido para a peça seja obtido de modo progressivo.

De um modo geral, para a primeira fase de estampagem, o raio do canto do cunho, r_{cc}, deve ser inferior ao raio do canto da matriz, r_{cm}, sendo habitual alguns autores aconselharem o respectivo valor em função do diâmetro da taça, d_i, e da espessura da estampa plana, h_0, (de acordo com Suchy));

- Para d_i = 6 a 25 mm, $r_{cc} = (3 \text{ a } 4)\, h_0$
- Para d_i = 25 a 650 mm, $r_{cc} = (4 \text{ a } 5)\, h_0$
- Para d_i > 650 mm, $r_{cc} = (5 \text{ a } 7)\, h_0$

ou, então, somente em função da espessura da estampa plana (ver tabela 22.VIII).

Espessura da estampa (mm)	Raio mínimo (mm)	Raio máximo (mm)
0.38 a 0.46	4.0	6.4
0.53 a 0.69	4.7	7.1
0.79 a 1.17	4.7	7.9
1.2 a 1.6	6.4	9.5
2.0 a 2.4	7.9	11.1
2.8 a 3.2	8.7	11.9

Tabela 22.VIII Valor máximo e mínimo do raio do canto do cunho em função da espessura da estampa plana.

22.8.7 Furos de ar

Muitas vezes o sucesso de uma operação de estampagem depende da existência de canais para entrada/extracção de ar no cunho, conforme se mostra na figura 22.47. De facto, estes canais de escoamento de ar feitos no cunho têm uma função dupla durante a operação de estampagem. Por um lado, permitem que o ar existente entre a base do cunho e a zona do fundo da taça seja eliminado, afastando o aparecimento de defeitos na peça. Por outro lado, durante a fase de extracção do cunho, permitem a reentrada do ar

para o espaço que vai ficando entre o cunho e a peça, facilitando a saída do cunho e evitando a formação de vácuo.

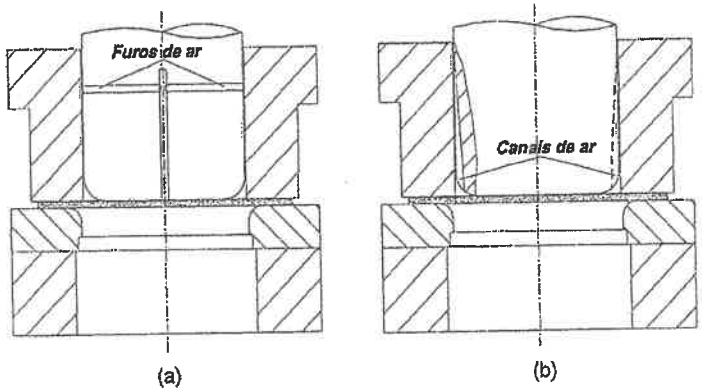


Figura 22.47 Sistemas de escoamento de ar para cunhos de estampagem, a) furos interiores e b) canais periféricos.

22.8.8 Velocidade de estampagem

A velocidade de estampagem é sem dúvida um dos parâmetros mais importantes da operação de estampagem, pois se por um lado os custos dependem da cadência de produção, também o comportamento mecânico da matéria-prima e as próprias condições de lubrificação podem variar significativamente em função da velocidade a que a operação se desenrola.

No que se refere ao comportamento mecânico do material verificou-se no § 5.2.6, que para a generalidade dos materiais o aumento da velocidade de deformação tem como consequência o aumento dos parâmetros de resistência (tensão limite de elasticidade ou tensão de cedência, tensão de rotura, ...etc.) e uma diminuição dos parâmetros de ductilidade (como sejam a extensão de rotura ou a extensão após fractura) do material. Ora esta perda de enformabilidade do material pode ser problemática na estampagem de materiais menos dúcteis ou na estampagem dos aços inoxidáveis. Por outro lado, este efeito não é tão relevante nas ligas de cobre e de alumínio, sendo possível o uso de maiores velocidades de estampagem nestes materiais.

Todavia, o aumento da velocidade de estampagem pode revelar-se benéfica para a operação, na medida em que o regime de lubrificação permite a formação de um filme de lubrificante entre a chapa e a ferramenta. A tabela 22.IX apresenta as velocidades

nominais de estampagem para alguns materiais, indicada pela ASM (American Society for Metals) e obtidas em condições ideais, as quais subentendem;

1) Material de qualidade para estampagem.
2) Peças axisimétricas de geometria simples e severidade média.
3) Uso de lubrificação adequada.
4) Ferramentas em carboneto precisas.
5) Pressão do encostador cuidadosamente controlada.
6) Utilização de prensas de elevada precisão.

Os valores assim obtidos devem ser encarados como máximos que podem ser usados em condições óptimas de produção. Porém, sempre que as condições reais de fabrico se afastarem das referidas, os valores da velocidade de estampagem devem ser substancialmente reduzidos.

Material	Ferramenta	
	Simples efeito (m/min)	Duplo efeito (m/min)
Alumínio	53	30
Alumínio de alta resistência	--	9 a 12
Latão	61	30
Cobre	46	26
Aço	17	11 a 15
Aço (com ferramenta de carbonetos)	--	18
Aço inox	--	6 a 9
Zinco	46	12

Tabela 22.IX Velocidades de estampagem para condições óptimas de operação, segundo a ASM.

22.8.9 Atrito, desgaste e lubrificação. Revestimento das ferramentas

Atrito, desgaste e lubrificação

As condições de atrito que se desenvolvem durante a operação de estampagem dependem de muitos factores, sendo mesmo difícil estabelecer com rigor um valor para o coeficiente de atrito para cada uma das zonas características do processo. As principias variáveis processuais que influenciam o atrito são:

1) As características mecânicas dos materiais em contacto.

2) A rugosidade das superfícies em contacto e a sua orientação, bem como as alterações destas características durante o processo de deformação.

3) A geometria das ferramentas.

4) A velocidade relativa entre as superfícies em contacto.

5) As pressões de contacto entre as superfícies em contacto.

6) As características e o tipo de lubrificante usado.

7) As propriedades do lubrificante à temperatura de trabalho, bem como o volume de lubrificante usado e as zonas onde é aplicado.

No caso geral de duas superfícies lubrificadas que escorregam uma sobre a outra, sujeitas a uma força normal, é habitual distinguirem-se três tipos básicos de lubrificação (ver § 11.12):

1) Lubrificação de fronteira (LF): na qual a força normal é suportada na totalidade pelas asperezas existentes em ambas as superfícies. Porém, o contacto seco é evitado por finas películas lubrificantes que aderem a estas superfícies. Tipicamente o coeficiente de atrito nesta região situa-se no intervalo 0.1 a 0.3.

2) Lubrificação mista (LM): onde parte da força normal é suportada pelas asperezas (separadas por película lubrificante) e outra parte sustentada por um filme lubrificante. Nesta região o coeficiente de atrito varia entre o da LF e o da LH.

3) Lubrificação hidrodinâmica (LH): onde não existe contacto entre as superfícies opostas, sendo a força completamente suportada pelo filme lubrificante. Quando a força normal é elevada pode verificar-se deformação elástica das superfícies, sendo este regime conhecido por lubrificação hidrodinâmica elástica (LHE). Tipicamente o coeficiente de atrito nesta região é da ordem de grandeza de 0.01.

Estes regimes de lubrificação podem ser distinguidos na chamada curva generalizada de Stribeck, a qual representa a variação do coeficiente de atrito, μ, em função de um parâmetro que caracteriza o regime de lubrificação (ver figura 22.48). A variável usada para caracterizar o regime de lubrificação é o chamado parâmetro de lubrificação, H_L, definido do seguinte modo,

$$H_L = \frac{\eta v_r}{p} \tag{22.87}$$

em que η é a viscosidade do lubrificante à temperatura ambiente, v_r a velocidade relativa entre as superfícies e p a pressão média nominal de contacto. Alternativamente,

pode usar-se o chamado 'número de lubrificação', L, que é adimensional e definido por intermédio da expressão,

$$L = \frac{H_L}{R_a} \tag{22.88}$$

em que R_a é a rugosidade CLA ('center line average' na terminologia inglesa) combinada das duas superfícies.

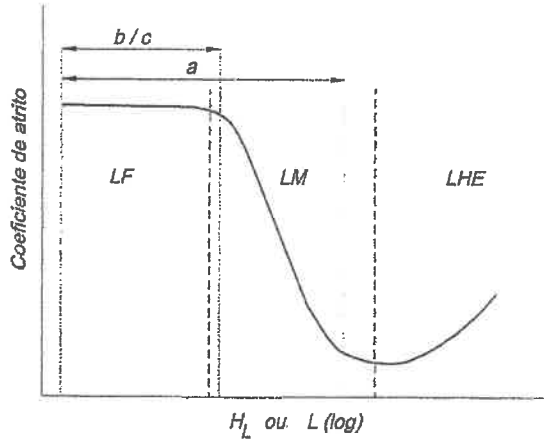


Figura 22.48 Curva generalizada de Stribeck. [a] região de trabalho da aba (zonas 1 e 2), [b] região de trabalho no canto da matriz (zona 3), [c] região de trabalho no canto do cunho (zona 5) – ver figura 22.49.

No que se refere à operação de estampagem Shey identifica seis possíveis regiões de contacto entre a ferramenta e a chapa. Estas zonas de atrito encontram-se representadas na figura 22.49. As interfaces 1 e 2 são as zonas de contacto entre o encostador e a chapa, e a chapa e a matriz, respectivamente. A pressão normal nominal nestas interfaces é relativamente baixa, da ordem de 1 a 10 MPa. A zona 3 identifica o contacto entre a chapa e o canto da matriz, onde a chapa sobre dobragem e desdobragem. As pressões de contacto que se desenvolvem nesta região são muito elevadas, podendo atingir valores da ordem de grandeza dos 100 MPa. Na zona 4, onde se encontram as potenciais interfaces de contacto entre as superfícies laterais do cunho e da matriz com a chapa, não haverá desenvolvimento de forças de atrito sempre que a folga seleccionada para a

operação estiver dentro do intervalo definido no § 22.8.4, até porque nesta região se verifica perda de espessura da chapa, em consequência da combinação entre os efeitos de estiramento, dobragem e desdobragem instantâneas. A zona 5 é uma região de contacto entre o canto do cunho e a chapa que, à semelhança da zona 3, se caracteriza por a chapa sofrer extensões elevadas. Por fim surge a zona 6, onde a chapa se deforma segundo um mecanismo de expansão biaxial simétrico, sem contacto com a base do cunho.

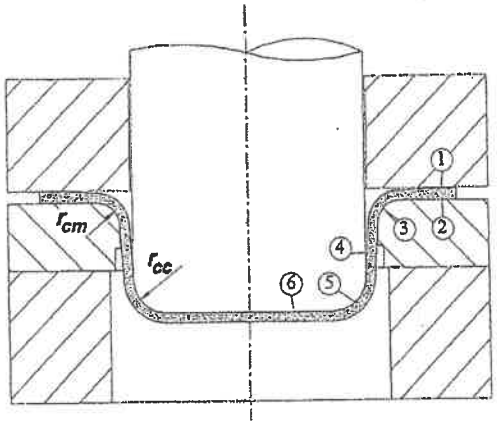


Figura 22.49 Regiões de atrito na operação de estampagem.

Então, no que se refere à importância do atrito na operação de estampagem pode dizer-se que as zonas 4 e 6 pouco ou nada influenciam, o mesmo não se passando com as restantes zonas. As condições de atrito que se desenvolvem nas zonas 1, 2 e 3, além de influenciarem o mecanismo de estampagem, não devem envolver forças de atrito muito elevadas, pois, nessas condições, a força e energia necessárias à operação serão maiores e, mais importante do que isso, os desgastes das ferramentas serão muito acentuados. Por outro lado, o atrito na zona 5 deverá ser suficientemente elevado para assegurar que a chapa acompanhe o movimento do cunho.

Viu-se anteriormente que enquanto a correcta lubrificação das zonas 1, 2 e 3 resulta num benefício para a estampagem, a redução de atrito (lubrificação) na zona do canto do cunho é, na generalidade dos casos, prejudicial para a operação, senão veja-se; depois de se iniciar a formação da estricção (ponto *C*) a formação do canto da taça, ou seja, o revestimento do canto do cunho pela chapa, faz-se através do próprio alongamento de estricção, conforme se ilustra na figura 22.50.

Para que este mecanismo continue e proporcione a deformação plástica na zona do canto da matriz e da aba, com a consequente suspensão do processo de estricção, é necessário que a chapa não atinja a fractura no ponto *C*. Na verdade, existem três factos que conduzem a que a formação da estricção se suspenda e, portanto, que a rotura não se consume: o aumento do raio r_c, a diminuição do raio r_b e a formação de uma zona exterior à região onde a estricção é máxima, que irá proteger da rotura a zona da estricção, tanto mais quanto maior for o atrito entre a chapa e o canto do cunho. Esta protecção resulta essencialmente de dois factores; em primeiro lugar porque a deformação plástica se propaga para zonas exteriores à de estricção, onde a espessura da chapa é maior, e em segundo lugar porque a zona de estricção máxima se passa a localizar mais para o interior do canto do cunho, onde a extensão radial e a tangencial são menores, levando a que também a redução de espessura associada o seja, conforme se pode inferir através da aplicação da condição de conservação de volume.

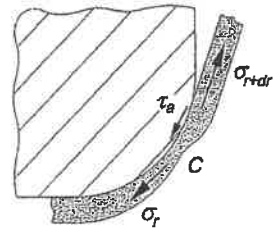


Figura 22.50 Pormenor da zona do canto do cunho durante a formação da estricção.

Retomando a operação de estampagem, verifica-se que surgem nas diferentes regiões atrás identificadas regimes de lubrificação distintos. Na zona da aba (zonas 1 e 2), onde as pressões desenvolvidas são relativamente baixas, em consequência das elevadas áreas em contacto, surge inicialmente um regime de lubrificação mista (LM). Porém, com o decorrer da operação a área de contacto vai diminuindo, em consequência do aumento de espessura que surge na periferia da aba, levando a que a pressão aplicada na aba aumente (devido ao contacto se passar a dar numa zona mais restrita) que, no caso dos aços, pode alterar o regime de lubrificação para um regime de lubrificação de fronteira (LF), contudo, para o caso dos alumínios, não é habitual dar-se esta alteração de regime de lubrificação, provavelmente devido à sua maior ductilidade. No gráfico da figura 22.48 os regimes de lubrificação que habitualmente sobrevêm para a zona da aba encontram-se delimitados pela zona de trabalho identificada por 'a'. No que se refere à região de contacto no canto da matriz (zona 3), onde as pressões aplicadas são muito mais elevadas do que na região da aba, desenvolvem-se condições mais

severas, sobrevindo aí um regime de lubrificação do tipo lubrificação de fronteira (LF), identificado na figura 22.48 pela região de trabalho '*b*'. Igual condição de lubrificação surge na região de contacto entre a chapa e o canto do cunho (zona 5), também por a pressão de contacto ser elevada, conforme se mostra na figura 22.48 através da reglão de trabalho '*c*'.

As noções sobre os regimes de lubrificação que surgem nas diferentes zonas de uma peça estampada, atrás introduzidas, conjugadas com os conceitos sobre lubrificantes e lubrificação introduzidos no *Capítulo 11*, constituem uma base fundamental para que se possa seleccionar correctamente o lubrificante mais adequado para a operação de estampagem. De um modo geral, pode dizer-se que estampagens pouco profundas podem ser realizadas sem o uso de lubrificantes, o que oferece não só vantagens de natureza ambiental, como permite ainda reduzir os tempos e os custos de produção, em consequência da exclusão dos processos de limpeza de peças e reciclagem de lubrificantes. Porém, nos casos em que não se possa dispensar a utilização de lubrificantes, estes devem ser escolhidos tendo em consideração a sua viscosidade, densidade e compressibilidade, notando que a viscosidade é uma variável muito dependente da temperatura e da pressão de trabalho. Resumindo, para que o desempenho de um lubrificante seja eficiente exige-se que este:

1) Desenvolva um filme lubrificante resistente à temperatura e à pressão de trabalho, capaz de separar as superfícies da peça e da ferramenta.
2) Seja muito adesivo e resistente a solicitações de corte, associado a uma boa capacidade de molhagem.
3) Não deve reagir química e fisicamente com as superfícies lubrificadas.
4) Deve ser facilmente removido das peças.
5) Não deve conter substâncias nocivas para a saúde ou para o meio ambiente.

Devido à natural dificuldade de reunir num único lubrificante todos os requisitos atrás referidos, tem-se assistido nos últimos tempos à utilização crescente do revestimento das ferramentas de estampagem. Os resultados que têm sido obtidos quer para o aumento da vida das ferramentas, quer para a melhoria de qualidade do produto final têm sido de tal modo surpreendentes que este é, sem dúvida, um assunto muito actual e em franco desenvolvimento.

Revestimento de ferramentas

As ferramentas são revestidas com a finalidade de as proteger contra a corrosão, de aumentar a sua resistência ao desgaste e de reduzir o atrito da sua superfície. As duas

técnicas mais usadas para revestir ferramentas são a deposição química a vapor (CVD – 'chemical vapour deposition', na terminologia inglesa) e a deposição física a vapor (PVD – 'physical vapour deposition', na terminologia inglesa), contudo, esta última é a mais utilizada no revestimento de ferramentas de estampagem, de corte por arrombamento e corte fino. A maior utilização do processo PVD deriva do facto da temperatura à qual se aplica o revestimento ser muito inferior à do CVD, evitando alterações metalúrgicas do substrato e distorções geométricas das ferramentas. Em seguida apresenta-se uma breve descrição sobre cada um destes métodos de revestimento, fazendo-o com mais pormenor para a técnica PVD.

A deposição química a vapor (CVD) resulta da interacção entre uma mistura de gases e a superfície do substrato aquecida, provocando a decomposição química de algumas das partes do gás e a formação de uma película sólida superficial no substrato. Estas reacções termoquímicas processam-se numa câmara de reacção estanque. O produto da reacção, seja um metal ou um composto, vai formando na superfície do substrato um núcleo que vai crescendo, dando origem ao revestimento. A generalidade das reacções de CVD requerem calor, no entanto, dependendo da natureza dos produtos químicos usados, as reacções podem ser provocadas por outras fontes de energia, tais como a luz ultravioleta ou um plasma. A técnica CVD pode aplicar-se numa ampla gama de pressões e temperatura, podendo, por isso, ser usada numa grande variedade de materiais de revestimento e de substratos.

No caso do revestimento de ferramentas a temperatura típica do processo CVD situa-se na ordem dos 1000ºC, o que leva a que esta técnica só possa ser usada para uma gama restrita de aços ferramenta. O facto do processo se desenrolar a uma temperatura elevada requer que as ferramentas revestidas tenham que ser sujeitas a tratamentos térmicos posteriores, para que as propriedades mecânicas dos substratos possam ser restauradas. Também, o toleranciamento das ferramentas revestidas por CVD deve ter em consideração as distorções que resultam da temperatura do processo e dos tratamentos térmicos posteriores. Não obstante, o processo apresenta algumas vantagens importantes, destacando-se a excelente adesão do revestimento ao substrato, a maior adequação destes revestimentos a aplicações onde os desgastes sejam intensos, já que o processo permite produzir revestimentos espessos, e ainda o facto de praticamente todos os tipos de superfícies poderem ser revestidas, incluindo áreas interiores e furos cegos. Os revestimentos CVD podem ainda ser do tipo mono ou múltipla camada. Neste último caso, procura-se obter o benefício conjunto das propriedades inerentes a cada uma das camadas. Finalmente refira-se que os revestimentos CVD mais usados em aplicações de deformação plástica são o carboneto de titânio (TiC), apresentando uma cor metálica, e, no caso multi-camada, o carboneto de titânio-nitreto de titânio (TiC/TiN), exibindo a cor amarela dourada, característica do TiN.

A deposição física a vapor (PVD) engloba uma família de processos onde um material é vaporizado numa câmara de vácuo, sendo em seguida condensado sobre a superfície do substrato, dando origem a uma película de revestimento muito fina. Esta técnica aplica-se a uma grande variedade de materiais de revestimento: metais, cerâmicos, compostos inorgânicos e ainda para certos polímeros. Também os substratos a submeter a revestimento podem ser muito variados, incluindo o vidro e o plástico, fazendo com que esta tecnologia seja muito versátil, em face das inúmeras combinações entre substrato e revestimento que é possível fazer. Deste modo, o campo de aplicação desta técnica estende-se muito para além do revestimento de ferramentas de deformação plástica ou de corte por arrombamento, sendo de destacar as ferramentas de corte por arranque de apara, os moldes para plásticos ou ainda inúmeros produtos pertencentes à indústria automóvel, alimentar, decorativa, cirúrgica, química e electrónica.

Os revestimentos PVD aplicados em ferramentas de corte e de deformação plástica têm revelado resultados excelentes, proporcionando aumentos de vida útil, de produtividade dos equipamentos e da qualidade das peças produzidas. Porém, para alcançar estes resultados é necessário conjugar um substrato de qualidade com um revestimento adequado às características das operações tecnológicas envolvidas. Um dos processos mais utilizados para revestir ferramentas é o da evaporação por arco eléctrico, onde um material sólido (cátodo ou evaporador) é vaporizado em vácuo, dando origem a partículas de vapor que ao serem ionizadas e aceleradas criam uma nuvem iónica aquecida em frente ao 'spot' do cátodo, a qual se designa habitualmente por plasma. Então, os iões metálicos com energia muito elevada são acelerados em direcção ao substrato a revestir, o qual está submetido a uma tensão negativa (tensão de polarização), de modo a se conseguir uma melhor adesão entre o substrato e a camada de revestimento. Somente as áreas do substrato expostas ao plasma serão revestidas por este processo. Esta técnica PVD permite depositar revestimentos com elevados níveis de adesão com temperaturas variando entre os 180 e os 500ºC.

O facto das temperaturas de deposição serem inferiores a 500ºC permite que o processo de revestimento se desenvolva abaixo da temperatura de revenido dos aços, proporcionando o revestimento das ferramentas sem o risco de alterações dimensionais ou distorções, pois o processo PVD não compromete o tratamento térmico do material e as camadas que são depositadas são muito finas. De facto, os revestimentos são extremamente finos, com espessuras que podem variar entre 1 e os 10 μm, e têm como principal finalidade melhorar as propriedades superficiais do substrato, sem alteração das suas características.

Nas ferramentas de deformação plástica, de corte por arrombamento ou corte fino os revestimentos mais usados são o nitreto de titânio (TiN), de cor amarela dourada, o nitreto de crómio (CrN), de cor cinzenta, o nitreto de titânio alumínio (TiAlN), cuja cor pode variar desde a antracite a preto, em função do teor de alumínio, e o carbonitreto de titânio

(TiCN), de cor cinzenta azulada. De facto, os nitretos são materiais de elevada dureza, com atrito relativamente baixo e apresentando elevada resistência ao desgaste. Contudo, sendo materiais caros e frágeis, susceptíveis de se fracturarem facilmente, quando depositados em substratos metálicos sob a forma de filmes finos, perdem a sua fragilidade e adquirem basicamente a tenacidade dos materiais onde são depositados. Naturalmente que os revestimentos atrás referidos possuem características diferentes, sendo, por isso, necessário conhecer algumas das suas propriedades para que em cada caso se possa decidir sobre a selecção mais adequada. Neste contexto, surgem habitualmente algumas propriedades que permitem qualificar a funcionalidade dos revestimentos:

Dureza – Os valores de dureza tabelados são obtidos a partir de ensaios de microdureza. Porém, os valores especificados devem ser tomados com cuidado, já que a dimensão das indentações são normalmente grandes em comparação com a espessura do revestimento. Para se terem pequenas indentações, os ensaios de microdureza são efectuados com cargas baixas o que, geralmente, conduz a aumentos nos valores de dureza. No caso dos revestimentos de TiN, o valor de dureza é ainda influenciado pela proporção de Ti e de N, e depende das condições de deposição.

Tensões internas – Estas são tensões residuais de natureza térmica originadas pelos valores diferentes dos coeficientes de expansão térmica que o revestimento e o substrato sempre apresentam. Contudo, estas tensões podem ser alteradas pelo revestimento e por tratamentos térmicos adicionais. São muito importantes para aplicações sujeitas à fadiga, pois o limite de fadiga depende significativamente do valor destas tensões na superfície do material.

Adesão do revestimento ao substrato – É fundamental que a adesão do revestimento ao substrato seja muito boa. Para se conseguir esta propriedade é fundamental que o processo de limpeza e preparação da superfície a ser revestida seja muito cuidado. Por outro lado, a adesão entre o revestimento e o substrato melhora substancialmente com o aumento da temperatura de deposição, pois esta cataliza mecanismos de difusão entre o substrato e o revestimento.

Espessura – A espessura dos revestimentos pode variar entre 1 e 10 μm. Revestimentos mais espessos apresentam comportamentos mais frágeis quando submetidos a tensões mais elevadas.

Rugosidade – O atrito e, consequentemente, o desgaste são muito influenciados pela rugosidade das superfícies em contacto. Revestimentos duros e rugosos podem promover mecanismos de desgaste abrasivo, sendo, por isso, muito importante conhecer as alterações de rugosidade causadas pelo revestimento.

Coeficiente de atrito – Habitualmente o coeficiente de atrito é medido fazendo escorregar, sem a adição de qualquer lubrificante, uma esfera em aço, (por exemplo de

aço 100 Cr6), sobre a superfície revestida (apenas com propósitos de comparação, testes de aço contra aço fornecem valores do coeficiente de atrito de cerca de 0.6).

Temperatura de oxidação – É a temperatura a partir da qual o revestimento se torna reactivo com a atmosfera, sendo, então, adoptada como a máxima temperatura de serviço para o revestimento.

Resistência à corrosão – É uma medida (habitualmente quantificada através da perda de volume específica) da reacção do revestimento com soluções de ácidos ou bases, aplicadas durante um certo período de tempo a uma temperatura específica.

A tabela 22.X apresenta as principais propriedades dos revestimentos PVD mais usados em ferramentas de deformação plástica, de corte por arrombamento e de corte fino.

Revestimento	Cor	Espessura (μm)	Microdureza (Hv)	Temperatura de oxidação (°C)	Coeficiente de atrito	Força de adesão (N)
TiN	Amarelo ouro	3 a 5	2500	500	0.65	70
CrN	Cinzento prateado	3 a 10	2100	700	0.55	40
TiCN	Cinzento azulado	2 a 5	2800	400	0.45	62
TiAlN	Antracite	3 a 5	4000	800	0.40	50

Tabela 22.X Principais propriedades dos revestimentos PVD.

Em termos de utilização na área dos processos de deformação plástica podem citar-se, a título de exemplo, algumas aplicações típicas destes revestimentos, todavia, conforme referido anteriormente, as especificidades de cada caso devem ser analisadas cuidadosamente antes de se decidir sobre o tipo de revestimento a adoptar:

TiN – Muito usado para revestir punções e matrizes de corte convencional e corte fino.

CrN – Usado no revestimento de ferramentas de estampagem, rolos de laminagem, punções e matrizes para a extrusão de alumínio.

TiCN – Usado para revestir ferramentas de corte por arrombamento convencional pesado e corte fino.

TiAlN – Usado para revestir ferramentas de forjamento, estampagem a quente e, de um modo geral, ferramentas que trabalhem a temperatura elevada.

Conforme referido anteriormente, a aplicação de revestimentos PVD a ferramentas destina-se fundamentalmente a aumentar a resistência ao desgaste, proporcionando maiores tempos de vida útil. Porém, este tipo de revestimentos não se caracteriza pelas suas propriedades lubrificantes, levando a que em muitas operações os lubrificantes não possam ser substituídos ou totalmente eliminados. Na maioria dos casos este facto não é uma dificuldade, já que se pode continuar a usar lubrificantes com as ferramentas revestidas. Todavia, para os casos em que interessa abdicar completamente, ou reduzir a um mínimo estritamente indispensável, o uso de lubrificantes, contribuindo inclusivamente para a concretização dos conceitos actuais de 'produção mais limpa', têm vindo a ser desenvolvidos os chamados revestimentos duplex, constituídos por uma película fina de lubrificante sólido depositada sobre o revestimento PVD. A aplicação de um lubrificante sólido (sendo o mais usado o dissulfureto de tungsténio, WS_2) sobre o revestimento vem colmatar o facto do seu coeficiente de atrito poder ser elevado para algumas aplicações, melhorando as suas propriedades significativamente, pois irá originar uma menor geração de calor e também uma menor aderência do material da peça à ferramenta. Esta combinação de propriedades irá reflectir-se num melhor desempenho da ferramenta, pois a sua resistência a desgastes do tipo adesivo e abrasivo virá aumentada já que, na maioria das operações de deformação plástica, são os causadores da inutilização das ferramentas. Deve ainda acrescentar-se que para os casos em que o lubrificante puder ser dispensado, o revestimento 'duplex' permite eliminar operações subsequentes de limpeza das peças. Em resumo, pode dizer-se que a adição do lubrificante sólido pode ajudar a melhorar a qualidade dos produtos, reduzir o tempo do ciclo produtivo, evitar manutenções dispendiosas e frequentes e aumentar o tempo de vida da ferramenta.

No caso dos revestimentos duplex (PVD+WS_2) o revestimento do lubrificante sólido é aplicado através de um fluxo de ar pressurizado, dando origem a um revestimento metálico seco, sem aumentos de temperatura, agentes de ligação ou qualquer tipo de adesivo. Através desta aplicação consegue-se uma forte ligação molecular com o substrato, mantendo a integridade dimensional da ferramenta. A sua forma molecular e o tamanho das partículas evitam que estas se liguem entre si, fazendo com que a camada depositada, com uma espessura igual a 0.5 μm, não cresça sobre a superfície, preservando, deste modo, todas as características do substrato. Em resultado da aplicação deste revestimento a superfície passará a apresentar uma cor azul acinzentada. Por fim, interessa revelar algumas das principais propriedades do revestimento WS_2:

1) O coeficiente de atrito é significativamente mais reduzido do que no caso dos revestimentos funcionais (tabela 22.X) atingindo valores na ordem de grandeza dos 0.03.
2) A pressão específica suportada por este revestimento é de aproximadamente 700 MPa .

3) O reduzido valor do coeficiente de atrito mantém-se praticamente inalterável no intervalo de temperatura –200°C a 500°C, para condições de pressão normal.

4) É inerte, não é tóxico, não é magnético e também não é corrosivo.

5) É compatível com a generalidade dos óleos e das massas lubrificantes, contribuindo, em muitos casos, para manter a camada hidrodinâmica.

Caso de estudo. Revestimento funcional de ferramentas de estampagem

O caso que em seguida se apresenta tem como finalidade, por um lado, revelar o efectivo benefício que resulta do revestimento das ferramentas, num caso de estampagem, e, por outro lado, prevenir para importância que tem na selecção do tipo de revestimento a análise atenta das condições de fabrico.

O caso em estudo refere-se a uma linha de produção do apoio de suspensão para a indústria automóvel que se mostra na figura 22.51[10].

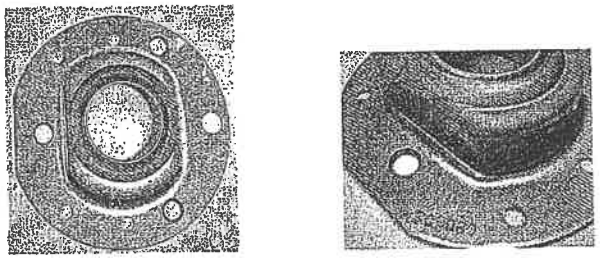
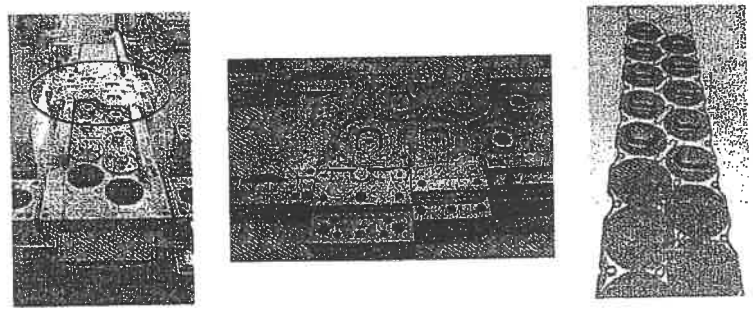


Figura 22.51 Apoio de suspensão para a indústria automóvel.

O processo de fabrico desenrola-se numa ferramenta progressiva com 10 estações (cuja parte superior se mostra na figura 22.52 a)), englobando um conjunto de operações de deformação plástica e de corte por arrombamento que pode ser melhor interpretado na figura 22.52 b), através da visualização de uma fita de material contendo todos os passos. No que se refere ao trabalho de revestimentos, a área intervencionada da ferramenta foi a das duas fases de estampagem. O processo de fabrico apresenta uma produção horária de 2400 peças, sendo necessário proceder à substituição das matrizes de estampagem sempre que o número total de peças fabricadas atinge as 180 000 unidades.

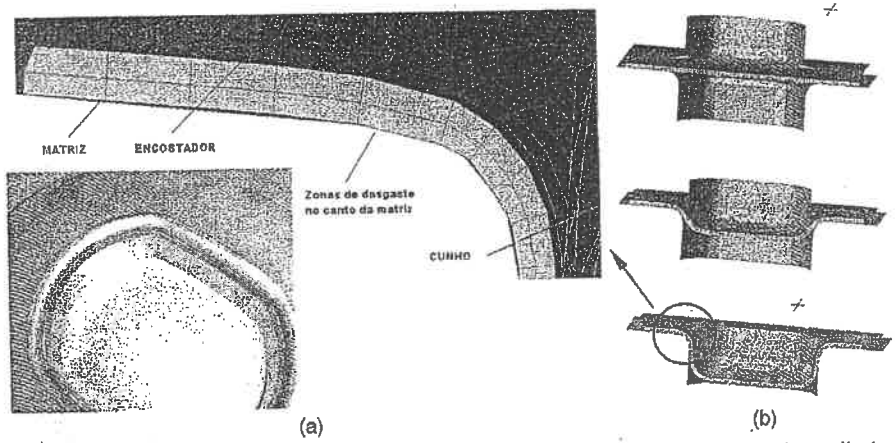
[10] Os autores agradecem à empresa INCOMPOL S.A. a autorização que lhes foi concedida para a divulgação destes resultados.



(a) (b) (c)

Figura 22.52 a) Parte superior da ferramenta progressiva utilizada no fabrico do apoio de suspensão, b) pormenor das estações de estampagem e c) fita com a sequência de fabrico.

A substituição das matrizes torna-se inevitável em consequência da gripagem que passa a existir entre a peça e a ferramenta, embora a estampagem seja realizada com lubrificação direccionada e as matrizes estejam revestidas com nitreto de titânio (TiN). A figura 22.53 mostra o desgaste de uma matriz da primeira fase de estampagem no final da sua vida, bem como o resultado de uma simulação numérica da operação, efectuada com o programa de elementos finitos I-FORM3 para se compreender a natureza do desgaste.



(a) (b)

Figura 22.53 a) Desgaste da matriz da primeira fase de estampagem, revestida a nitreto de titânio (TiN) e b) simulação numérica efectuada com o programa de elementos finitos I-FORM3.

Fazendo ainda parte da metodologia de análise do processo produtivo, foram medidas por termografia as temperaturas que se desenvolvem durante o fabrico. A figura 22.54 apresenta um pormenor da matriz da primeira fase de estampagem e a distribuição de temperaturas nessa matriz e na peça à saída da ferramenta, respectivamente.

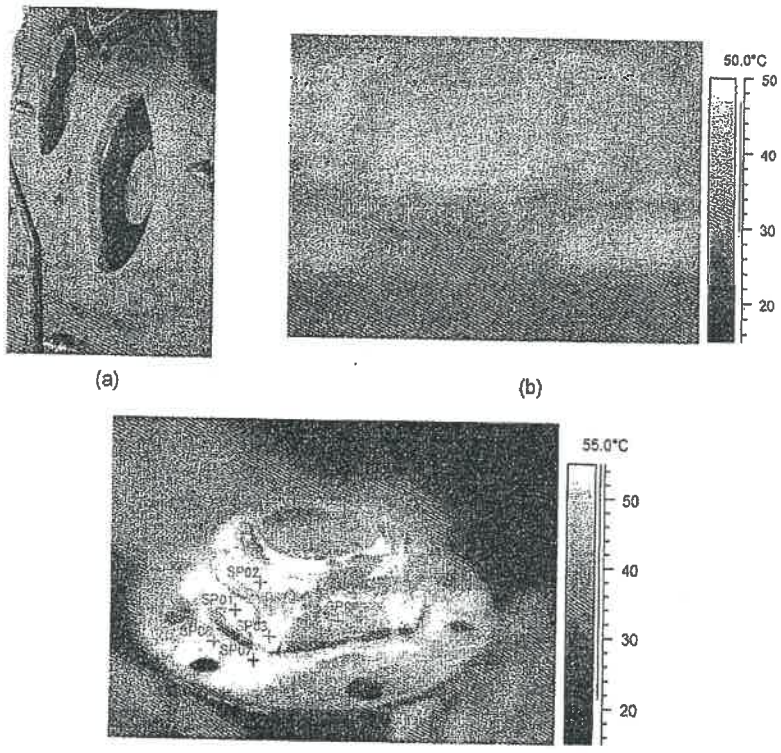


Figura 22.54 a) Pormenor das matrizes da primeira fase de estampagem e distribuição de temperaturas, a) nessas matrizes e b) na peça à saída da ferramenta, obtidas por termografia.

A análise do processo de fabrico e do tipo de desgaste que sobrevém nas matrizes, o qual se mostra ser essencialmente do tipo adesivo, permite identificar o revestimento duplex (PVD+WS_2) como o mais adequado para este caso. Porém, dentro dos tipos de revestimentos funcionais as características do nitreto de crómio (CrN) mostram-se mais

adequadas do que a do nitreto de titânio. Neste contexto, procedeu-se, numa primeira fase, ao revestimento das matrizes com nitreto de crómio (CrN), mantendo a lubrificação usada actualmente, para, numa segunda fase, se proceder ao revestimento duplex (CrN+WS_2). Os resultados decorrentes da primeira fase foram realmente excelentes, uma vez que a substituição das matrizes de estampagem passaram a fazer-se para um número total de unidades produzidas de aproximadamente 650 000, traduzindo-se num aumento da vida de cerca de 3.6 vezes. Embora, à data de elaboração deste capítulo do livro, ainda não existam valores apurados para a segunda fase, os autores estão convictos que a melhoria será ainda mais significativa com a utilização do revestimento duplex (CrN+WS_2).

22.9 Força e trabalho de estampagem

Para se determinar a força de estampagem sabe-se que até se atingir em *D* a tensão radial necessária à deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba a força estará condicionada pelo valor da tensão radial em *C*.

Analisando a figura 22.55, constata-se que a força de estampagem durante a primeira fase será então dada por,

$$F = (\sigma_r)_c \, 2\pi r_c \, h \, \text{sen}\alpha \qquad (22.89)$$

em que $(\sigma_r)_c$ é a tensão radial em *C*, *h* a espessura da chapa, r_c o raio em *C* e α o ângulo que define a inclinação instantânea da zona cónica.

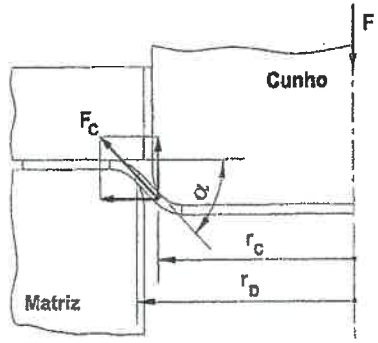


Figura 22.55 Força aplicada no ponto *C* durante a primeira fase de estampagem.

Em termos de evolução da força de estampagem verifica-se que durante a primeira fase de estampagem a força necessária à operação será sempre crescente, reflectindo o aumento de raio do ponto *C*, a inclinação crescente da zona cónica e o aumento do valor da tensão radial em *C*, a qual vai variando em conformidade com a equação (22.19). A força necessária à estampagem deixará de estar condicionada pela tensão radial do ponto *C*, assim que a zona do canto da matriz e da aba entrarem em deformação plástica, sendo esse o instante em que a força de estampagem atinge um valor máximo, F_{max}, denominando-se o deslocamento do cunho associado por deslocamento crítico, d_{crit}, pois, como se viu, quando a estampagem não for possível de realizar sobrevirá fractura na região do canto do cunho, cujo valor da força pode estimar-se a partir de,

$$F_{fr} = \pi\, d_m h\, \sigma_R \tag{22.90}$$

em que d_m é o diâmetro médio da parede da taça, h a espessura inicial da estampa e σ_R a tensão de rotura do material. Deve notar-se, porém, que o valor calculado pela anterior expressão para a força de fractura na estampagem pode não ser conservativo, na medida em que na região da fractura o estado de tensão não será uniaxial, sendo a tensão limite de elasticidade nesse instante superior à tensão de rotura do material. Este facto é parcialmente compensado com o valor adoptado para a espessura, pois no instante da fractura a espessura será realmente inferior à da estampa.

Na figura 22.56 apresenta-se de modo qualitativo a evolução da força de estampagem, evidenciando-se, desde já, o troço da força de estampagem relativo à primeira fase.

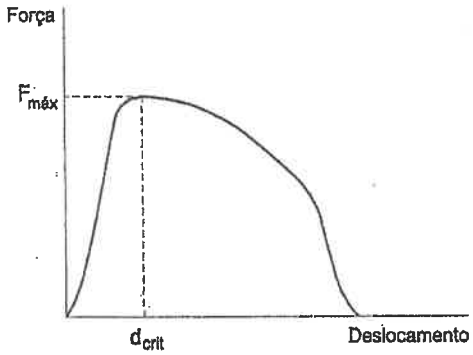


Figura 22.56 Evolução qualitativa da força de estampagem com o deslocamento do cunho.

A partir do instante em que se atingiu a força máxima de estampagem inicia-se a deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba, cuja consequência será o escoamento de material para o interior da matriz. Com a formação da zona cilíndrica o valor da força de estampagem passará a ser condicionado pelo valor da tensão radial em *D*, sendo então dada por,

$$F = (\sigma_r)_D 2\pi r_m\, h \tag{22.91}$$

em que $(\sigma_r)_D$ é a tensão radial em *D*, h a espessura da chapa e r_m o raio médio da parede da taça.

Embora a tensão radial em *D* dependa de vários factores, ver equação (22.41), a principal influência vem da parcela da deformação plástica da aba, ou melhor, da relação de estampagem, (r_i/r_0). Uma vez que a segunda fase de estampagem se caracteriza pelo escoamento do material da aba para o interior da matriz, significa que a relação de estampagem instantânea vai decrescendo, levando a que também a tensão radial em *D* seja cada vez menor (ver figura 22.52)) e, portanto, a força de estampagem necessária à continuação da operação seja cada vez mais reduzida até se anular.

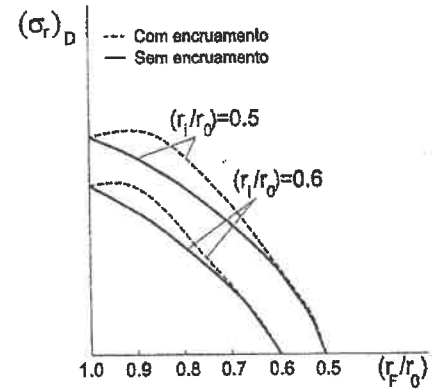


Figura 22.57 Evolução da tensão radial em *D* durante a segunda fase de estampagem, para diferentes relações de estampagem.

A análise anterior foi efectuada sem considerar a influência do encruamento do material na deformação plástica da chapa. Porém, quando se entra em consideração com esta variável, verifica-se que, para a generalidade dos materiais usados em estampagem, no início da deformação plástica da zona do canto da matriz e da aba o aumento da tensão radial em *D*, $(\sigma_r)_D$, devido ao encruamento é superior ao decréscimo associado à

redução instantânea da relação de estampagem, levando a que a evolução da tensão radial em D tenha o andamento das curvas a traço interrompido que se mostra na figura 22.57, em detrimento do representado pelas curvas a cheio. Como consequência prática desta variação resulta que a força máxima de estampagem, F_{max}, não surge exactamente no início da deformação plástica das zonas do canto da matriz e da aba, mas um pouco depois.

Com base nesta constatação K. Lange mostrou que o valor máximo da força de estampagem surge quando o deslocamento crítico, d_{crit}, corresponder a uma relação instantânea de estampagem, (r_F/r_0), dada por,

$$(r_F/r_0)_{máx} \cong 0.77 \tag{22.92}$$

Ainda a este propósito, Oehler-Kaiser assume que a força máxima de estampagem, F_{max}, é alcançada quando o cunho penetrar na matriz uma profundidade igual à soma do valor do raio do canto da matriz, r_{cm}, com o do raio do canto do cunho, r_{cc}, ou seja,

$$d_{crit} = r_{cm} + r_{cc} \tag{22.93}$$

Para calcular a força máxima de estampagem pode aplicar-se a equação (22.91), sendo nesse caso a tensão radial em *D* dada pela equação (22.41), ou seja,

$$(\sigma_r)_D = (\sigma_r)_{rel} + (\Delta\sigma_r)_E + (\Delta\sigma_r)_D + (\Delta\sigma_r)_{atrito} \tag{22.94}$$

em que o símbolo $(\sigma_r)_{rel}$ representa a tensão radial devida à retracção do material para o interior da matriz, $(\Delta\sigma_r)_E$ é o incremento de tensão radial devida à dobragem instantânea no ponto *E*, $(\Delta\sigma_r)_D$ é o incremento de tensão radial devida à desdobragem instantânea no ponto *D* e, finalmente, $(\Delta\sigma_r)_{atrito}$ é o incremento de tensão radial devida ao atrito na interface material/canto da matriz.

Todavia, porque algumas das variáveis que intervêm nesta equação nem sempre serem conhecidas, e também pelo facto do número de variáveis intervenientes contribuir para que o cálculo seja pouco expedito, leva a que alguns autores proponham expressões mais simples, mas menos rigorosas, para calcular a força máxima de estampagem. Assim, Romanowski propõe a seguinte equação para calcular a força máxima de estampagem,

$$F_{max} = 2\pi\, r_m\, h\, \sigma_R\, Q_f \tag{22.95}$$

em que r_m é o raio médio da parede da taça, h a espessura da estampa, σ_R a tensão de rotura do material e Q_f um factor correctivo da tensão de rotura que depende da relação de estampagem, (ver tabela 22.XI).

r/r_0	0.55	0.575	0.6	0.625	0.65	0.675	0.7	0.725	0.75	0.775	0.8
Q_f	1	0.93	0.86	0.79	0.72	0.66	0.6	0.55	0.5	0.45	0.4

Tabela 22.XI Factor correctivo para calcular a força máxima de estampagem.

Alternativamente, a Schuler propõe que o cálculo da força máxima, F_{max}, para a primeira fase da estampagem cilíndrica deva ser efectuado por intermédio da seguinte expressão,

$$F_{max} = \pi\,(d_i + h)\,h\,\sigma_R \left(1.2\,\frac{(1/m)-1}{(1/M_1)-1}\right) \tag{22.96}$$

em que d_i é o diâmetro do cunho, h a espessura da estampa, σ_R a tensão de rotura do material, m a relação de estampagem da operação e M_1 o coeficiente limite de estampagem para a primeira fase de estampagem, fornecido na tabela 22.I.

O trabalho necessário à operação de estampagem, W_{est}, é dado pela área delimitada pela curva força-deslocamento (ver figura 22.56). Então, para estimar o trabalho de estampagem a partir do valor da força máxima de estampagem, F_{max}, é habitual considerar-se a seguinte expressão,

$$W_{est} = Q_w\, F_{max}\, l_t \tag{22.97}$$

em que l_t é a altura da taça e Q_w um factor correctivo da curva força-deslocamento, variando entre 0.65 e 0.77, aplicando-se o maior valor para materiais mais macios, menores relações de estampagem e no caso de estampagens incompletas, ou seja, para peças com aba no final.

22.10 Cálculo da estampa plana

A análise de tensões e deformações que tem vindo a ser realizada ao longo deste capítulo revelou que a espessura de uma peça cilíndrica não permanece constante, apresentando variações relativamente ao seu valor inicial h_0 (ver § 22.6). Como estas variações são negativas ou positivas em função da posição na geometria inicial da chapa (estampa plana), considera-se boa a aproximação que consiste em admitir que em termos médios a espessura h se deverá manter constante durante a estampagem ($h \cong h_0$).

Atendendo ao facto da estampagem ser um processo tecnológico de deformação plástica pode admitir-se que não existe variação de volume da matéria-prima e, portanto,

pode efectuar-se o cálculo da estampa plana com base na igualdade entre a área da peça estampada e a da chapa inicial.

No caso geral da superfície lateral da peça cilíndrica estampada ser curva, procede-se ao cálculo da sua área em conformidade com o teorema de Pappus ou Guldin. Este teorema estabelece que a área A de uma superfície de revolução gerada por intermédio da rotação de uma curva plana PQ, em torno de um eixo complanar com ela, é igual ao produto do comprimento l da curva pelo percurso do centro de gravidade G da curva geratriz, durante a revolução, (figura 22.58);

$$A = 2\pi r_G l \qquad (22.98)$$

em que r_G é o valor do raio da circunferência que é descrita pelo centro de gravidade G.

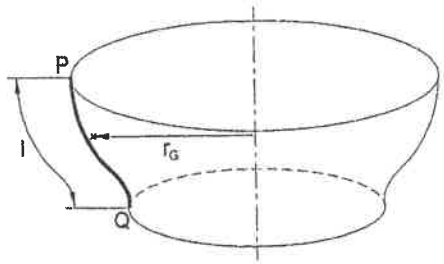


Figura 22.58 Superfície de revolução gerada pela rotação de uma curva plana em torno de um eixo.

22.11 Trefilagem da zona cilíndrica ('Ironing')

A operação de trefilagem da zona cilíndrica, também designada por ironing[11], consiste na redução da espessura da parede, mantendo a dimensão interior da taça. Esta operação pode ser realizada em simultâneo com a estampagem (ver figura 22.59 a)), desde que a folga entre o cunho e a matriz seja inferior à espessura da chapa ou, no caso mais geral, fazendo passar uma taça previamente estampada através de um conjunto de matrizes de ironing até se conseguir obter as dimensões desejadas, conforme se ilustra nas figuras 22.59 b) e c).

[11] Embora se tenha adoptado a terminologia inglesa também é habitual designar esta operação por embutidura com estiramento.

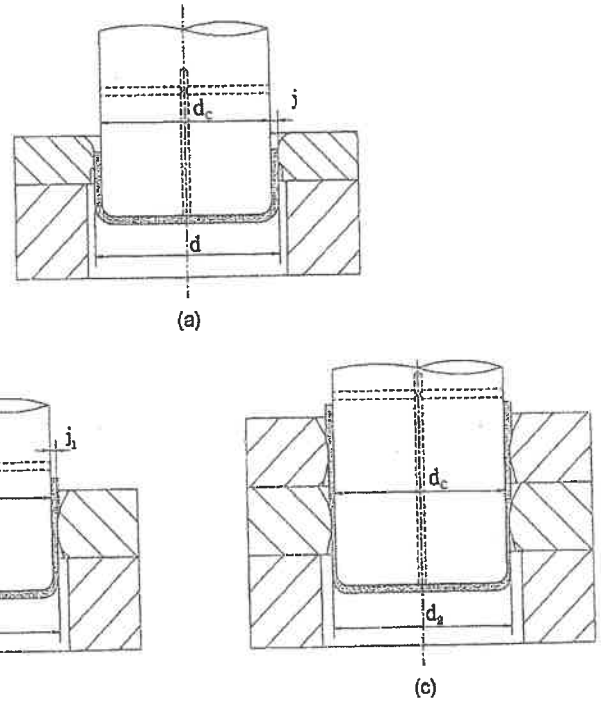


Figura 22.59 Estampagem com trefilagem da parede da taça.a) Operação combinando estampagem e trefilagem, b) passagem simples de ironing e c) multi-passagem de ironing.

Quando a estampagem e a trefilagem são realizadas na mesma operação, surgem alguns aspectos que devem ser considerados:

1) A espessura da taça é uniformizada em função da dimensão da folga usada, ou seja, somente uma parte superior da parede da taça é trefilada. Devido à redução de espessura da parede consegue-se aumentar a altura da taça, o que em termos práticos se traduz numa melhor relação de estampagem para a operação.

2) A uniformização da espessura da parede da taça é benéfica quando se efectuam estampagens múltiplas, sendo o efeito comparável ao que se obtém durante a primeira fase de estampagem com a uniformização da espessura da aba provocada pelo encostador.

3) As forças de atrito aumentam, em especial na zona da matriz, conduzindo a condições de desgaste muito mais severas para as ferramentas.

4) A taça depois de estampada fica com menores tensões residuais (ver § 22.7).

5) O trabalho necessário à operação aumenta, sem que a isso corresponda necessariamente um aumento da força máxima do processo. De facto, o valor máximo da força de estampagem surge quando se atinge o deslocamento crítico, d_{crit}, definido no § 22.9 (figura 22.56), enquanto que a trefilagem só se inicia numa fase posterior do processo, quando o material da aba que sofreu aumento de espessura chega à zona da folga, altura do processo em que a força de estampagem já estará a decrescer. Deste modo, a trefilagem da zona cilíndrica promove a regularização da força, podendo dar origem a um novo máximo da força na parte final da operação (ver figura 22.60). Este segundo máximo de força deve ser sempre inferior ao primeiro pois, caso contrário, as estricções que se formaram durante a estampagem voltarão a ser deformadas plasticamente e a fractura da taça pode acontecer.

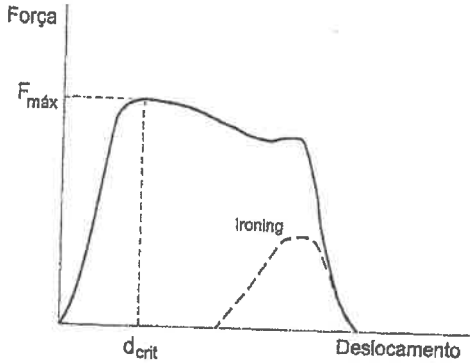


Figura 22.60 Evolução da força com o deslocamento do cunho para uma operação combinada estampagem-ironing.

6) Este último aspecto determina que o valor máximo de redução de espessura que é possível efectuar numa operação combinada estampagem-trefilagem é de cerca de 15%, variando, naturalmente, em função das características mecânicas do material e dos parâmetros processuais usados para efectuar a estampagem. De facto, a

operação de ironing introduz na parede da taça tensões axiais de tracção (tanto mais elevadas quanto maior for a redução de espessura exigida na trefilagem), ou melhor, ambas as estricções que resultaram da estampagem são solicitadas por estas tensões em condições muito próximas das de deformação plana o que, para reduções de espessura muito acentuadas, pode levar a que a fractura da taça sobrevenha numa das duas estricções.

Quando a trefilagem da parede da taça for feita isoladamente, torna-se necessário produzir previamente uma pré-forma através de uma operação de estampagem convencional (ver figura 22.61 a)). A passagem sucessiva da pré-forma pelas ferramentas de ironing irá permitir reduzir e uniformizar igualmente a espessura da parede ao longo de toda a altura da taça, mantendo, todavia, o fundo da taça com a espessura inicial da estampa (ver figura 22.61 b)). Esta técnica é muito utilizada no fabrico de munições e em casos similares onde seja exigida uma elevada precisão geométrica e dimensional do componente final. No entanto, convém referir que sendo um processo efectuado a frio, na generalidade dos casos, torna-se necessário repor periodicamente as propriedades do material através de operações de recozimento intercalares.

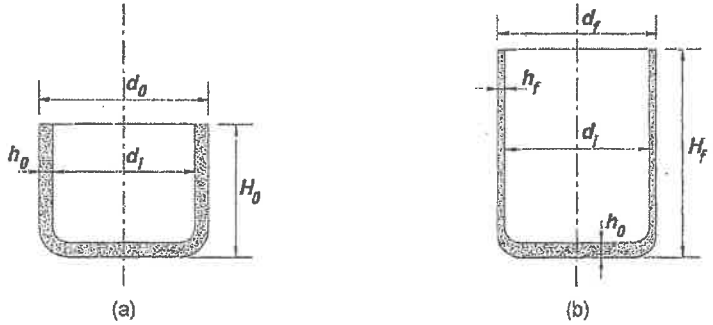


Figura 22.61 a) Taça inicial para o ironing, geralmente obtida por intermédio de estampagem convencional e b) geometria final da taça após ter sofrido ironing.

No ironing as dimensões iniciais da estampa plana (ver § 22.10) não se podem obter através da igualdade das áreas, como se faz para a operação de estampagem convencional, mas através da igualdade de volumes. No caso da peça cilíndrica representada na figura 22.61, a estampa plana deverá ter uma geometria circular com um

diâmetro, D_0, dado por (despreza-se o raio de concordância entre a parede e o fundo da taça),

$$\pi\frac{D_0^2}{4}h_0 = \pi\frac{d_f^2}{4}h_0 + \pi\left(\frac{d_f^2 - d_i^2}{4}\right)(H_f - h_0) \tag{22.99}$$

ou,

$$D_0 = \sqrt{d_i^2 + (d_f^2 - d_i^2)\frac{H_f}{h_0}}$$

Na figura 22.61 b) identificam-se as variáveis incluídas na equação (22.99), a qual foi obtida no pressuposto que a espessura do fundo da taça não sofre variações ao longo das diferentes fases de ironing que compõem o processo de fabrico.

Um outro aspecto que se torna necessário conhecer para planear o fabrico por ironing é o número de fases que é preciso realizar para alcançar a redução de espessura que se pretende. O coeficiente de ironing, e_n, é um parâmetro que permite quantificar a severidade da operação, sendo definido através da redução de área que a secção transversal da taça sofre entre fases,

$$e_n = \frac{A_{n-1} - A_n}{A_{n-1}} = 1 - \frac{A_n}{A_{n-1}} \tag{22.100}$$

em que n é o índice que indica a fase do processo e A_{n-1} e A_n são, respectivamente, a área da secção transversal da parede da taça antes e após ironing. Todavia, para operações de ironing em que o diâmetro interior da taça permaneça constante pode-se definir o coeficiente de ironing a partir da redução de espessura que a taça sofre entre fases, ou seja,

$$e_n = \frac{h_{n-1} - h_n}{h_{n-1}} = 1 - \frac{h_n}{h_{n-1}} \tag{22.101}$$

em que h_{n-1} e h_n são, respectivamente, a espessura da parede da taça antes e depois da operação de ironing.

Assim, o valor da redução de espessura entre duas fases sucessivas de ironing estabelece-se de modo a que o coeficiente de ironing não ultrapasse o valor limite admissível $(e_n)_{lim}$, o qual depende fundamentalmente do material. A tabela 22.XII fornece os valores do coeficiente limite de ironing para alguns materiais.

Material	1ª Fase	Fases seguintes
Aço macio	0.60-0.55	0.45-0.35
Aço meio duro	0.40-0.35	0.30-0.25
Alumínio	0.65-0.60	0.50-0.40
Latão	0.70-0.60	0.60-0.50

Tabela 22.XII Coeficiente limite de ironing, $(e_n)_{lim}$.

Quando se definiu ironing foi referido que se tratava de uma operação onde o diâmetro interior da taça não sofria variações, porém, existem autores que mencionam que a eficiência do processo de ironing melhora substancialmente se, entre fases, o diâmetro interior da taça for reduzido. Alguns destes autores sugerem reduções do diâmetro do cunho da ordem de 0.2 mm entre fases.

Um outro aspecto que se revela fundamental na fase em que se está a projectar o fabrico por ironing é o conhecimento das forças envolvidas no processo. Com o objectivo de se estimarem as forças associadas ao ironing e simultaneamente discutir a influência das principais variáveis processuais, considere-se a figura 22.62, na qual se apresentam as dimensões genéricas de uma ferramenta de ironing[12] e as tensões que actuam na zona de deformação plástica.

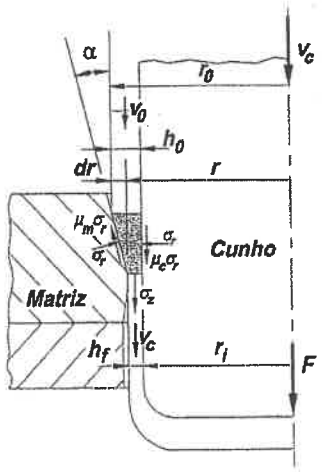


Figura 22.62 Operação de ironing convencional.

[12] Interessa salientar que devido à natureza da operação de trefilagem se optou por considerar um sistema de eixos coordenados diferente daquele que foi definido para estudar a estampagem.

Numa breve análise da zona em deformação verifica-se que a chapa é puxada pelo cunho, originando tensões de tracção à saída da matriz (na região da taça onde a espessura já foi reduzida) e tensões de atrito entre a parede da taça e o cunho na zona em deformação plástica. A natureza destas últimas tensões será melhor compreendida fazendo uma análise cinemática da zona em deformação plástica. Notando que à saída da matriz a velocidade com que a parede se desloca é igual à velocidade do cunho, v_c, a velocidade do material à entrada da matriz pode ser estimada através do seguinte balanço mássico,

$$v_0 = \frac{A_f}{A_0} v_c < v_c \tag{22.102}$$

em que A_0 e A_f são, respectivamente, a área da secção transversal à entrada e à saída da matriz.

A equação (22.102) mostra que o material da parede da taça na zona em deformação plástica desloca-se com menor velocidade do que a do cunho. Este movimento relativo entre o cunho e a parede da taça dá assim origem a tensões de corte, $(\tau_e)_c = \mu_c \sigma_r$, sendo μ_c o coeficiente de atrito na interface parede-cunho e σ_r a tensão normal que actua nesta interface. Por outro lado, a tensão de corte devida ao atrito que se desenvolve entre a matriz e a parede tem sentido contrário à da do cunho, sendo o seu valor dado, em primeira aproximação, por: $(\tau_e)_m = \mu_m \sigma_r$, em que μ_m é o coeficiente de atrito entre o material e a matriz.

Considerando agora a zona da taça que está em deformação plástica e procedendo à aplicação do método da fatia elementar (ver *Capítulo 7*), pode-se efectuar o balanço das forças verticais que se encontram aplicadas no modelo simplificado da figura 22.62, (no qual se admite que na secção de entrada não existe tensão aplicada segundo a direcção z),

$$\sigma_z\left[2\pi\left(r_f+\frac{h_f}{2}\right)h_f\right]+\mu_c\sigma_r\left(2\pi r_f\frac{dr}{\tan\alpha}\right)-\sigma_r\left[\frac{dr}{\operatorname{sen}\alpha}2\pi\left(r_f+h_f+\frac{dr}{2}\right)\right]\operatorname{sen}\alpha- \\ -\mu_m\sigma_r\left[\frac{dr}{\operatorname{sen}\alpha}2\pi\left(r_f+h_f+\frac{dr}{2}\right)\right]\cos\alpha=0 \tag{22.103}$$

Desprezando os infinitésimos de ordem superior e admitindo que, em primeira aproximação $(r_f + h_f) \approx r_f$, pode-se reescrever a equação anterior na forma simplificada,

$$\sigma_z h_f + \mu_c \sigma_r \frac{dr}{\tan\alpha} - \sigma_r dr - \mu_m \sigma_r \frac{dr}{\tan\alpha} = 0 \tag{22.104}$$

Para relacionar a tensão radial com a tensão segundo z na zona em deformação plástica, sabe-se que na secção de entrada o critério de plasticidade de Tresca estabelece que $(\sigma_r)_0 = -\sigma_e$, enquanto que na secção de saída será $(\sigma_r)_f = \sigma_e - \sigma_z$. Nestas condições, o valor médio da tensão radial que actua na região em deformação plástica será $\overline{\sigma}_r = -\sigma_z/2$, cuja substituição na equação (22.104) permite obter o seguinte resultado,

$$\frac{dr}{h_f} = \frac{1}{\left(1 - \frac{\mu_c - \mu_m}{\tan\alpha}\right)} \tag{22.105}$$

Embora este resultado tenha sido obtido com recurso a algumas simplificações, a sua interpretação permite concluir acerca da influência de algumas das variáveis processuais. Assim, através da sua análise verifica-se que para se conseguirem maiores reduções de espessura, (dr/h_f), o coeficiente de atrito entre o cunho e a parede da taça, μ_c, deve ser elevado, razão que justifica o facto da superfície do cunho ser deixada muitas vezes ligeiramente rugosa neste processo. Também valores baixos do coeficiente de atrito entre o material e a matriz, μ_m, favorecem a redução de espessura da operação, aconselhando que as matrizes devam ser polidas e lubrificadas durante a operação. Este é, sem dúvida, um caso em que a aplicação de um revestimento do tipo duplex (ver § 22.8.9) será muito vantajosa, beneficiando em simultâneo da maior resistência ao desgaste introduzida pelo revestimento e do baixo coeficiente de atrito que caracteriza o lubrificante sólido. A expressão (22.105) mostra ainda que a redução do ângulo de abertura da matriz, α, é igualmente benéfica para a operação de ironing.

Estas variações serão melhor compreendidas qüando se constata que o trabalho necessário à deformação plástica e ao atrito que se desenvolve entre a parede da taça e a matriz é realizado, uma parte, pela força de atrito entre o cunho e a parede da taça e, outra parte, pela força de tracção que se transmite ao fundo da taça. Assim, quando as condições da operação implicarem elevadas forças de tracção na parede da taça, resultantes, por exemplo, de um coeficiente de atrito elevado na interface matriz-parede, de forças de atrito baixas na interface cunho-parede ou ângulos de abertura de matriz muito elevados, podem provocar fractura da taça. Convém, no entanto, referir que embora a força de tracção que se transmite ao fundo da taça diminua com a redução do ângulo de abertura da matriz, a força necessária à deformação plástica aumenta. Este facto só é possível porque o trabalho realizado pelas forças de atrito aumenta, em consequência do comprimento da zona em deformação plástica aumentar e das tensões radiais σ_r serem maiores (ver figura 22.62). Este aumento das tensões radiais na zona da matriz pode conduzir a que as matrizes tenham que ser encamisadas (ver § 15.1.9) para compensar as solicitações desenvolvidas durante a operação.

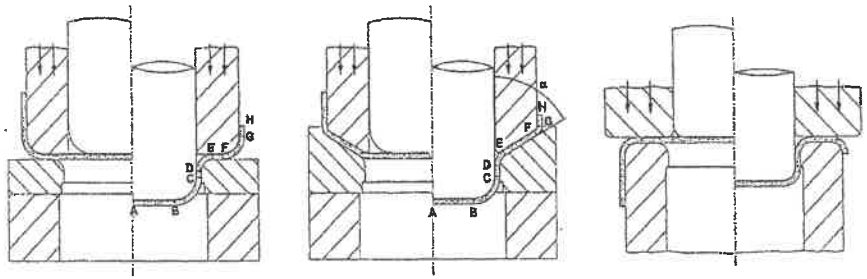
Refira-se finalmente que uma estimativa da força necessária à operação de ironing de taças cilíndricas pode ser obtida através da seguinte expressão,

$$F_i = \frac{\pi}{4}\left(d_n^2 - d_{n-1}^2\right)\sigma_R \cdot Q_i \qquad (22.106)$$

em que d_{n-1} e d_n são, respectivamente, o diâmetro da taça antes e após a trefilagem da parede (ver figura 22.61), σ_R é a tensão de rotura do material e Q_i um coeficiente de correcção que pode variar entre 1.8 e 2.3 para chapa de aço e entre 1.6 e 1.8 para chapa de latão.

22.12 Estampagem múltipla

Quando se definiu relação de estampagem, *m*, no § 22.5, viu-se que a altura da taça que era possível estampar numa única operação estava limitada pelo coeficiente limite de estampagem, *M*. Desse modo, sempre que houver necessidade de estampar taças de maior profundidade ter-se-á que realizar a estampagem em fases sucessivas. Existem dois métodos para efectuar a estampagem múltipla – o da estampagem directa e o da estampagem inversa[13] -. A figura 22.63 mostra as diferenças básicas entre os dois métodos, sendo de assinalar que enquanto que na estampagem directa a superfície exterior da taça permanece no exterior depois da estampagem da 2ªfase, na estampagem inversa a taça é 'voltada do avesso' e a superfície interior torna-se na superfície exterior.



(a) (b) (c)

Figura 22.63 Técnicas de estampagem múltipla. a) Estampagem directa, b) estampagem directa com matriz inclinada e c) estampagem inversa.

[13] A estampagem inversa também é designada por embutidura com inversão.

Para determinar o número de estampagens necessárias ao fabrico de uma taça aplica-se a metodologia que foi exposta no § 22.5. Admite-se o princípio da conservação de área, e vai-se definindo o diâmetro de cada uma das taças das sucessivas fases intermédias (D_n, d_1, d_2, ...,d_n), a partir dos valores do coeficiente limite de estampagem, dados na tabela 22.I, até que o diâmetro da taça na operação *n* seja inferior ao pretendido. Naturalmente que depois de conhecido o número de fases necessárias à estampagem as relações de estampagem entre operações sucessivas podem ser reajustadas, partindo da última para a primeira operação.

22.12.1 Estampagem directa

Analisando as operações de estampagem directa ilustradas nas figuras 22.63 a) e b), é possível identificar em cada uma das taças as mesmas zonas que foram definidas inicialmente para a estampagem da 1ª fase – zona do fundo (*AB*), zona do canto do cunho (*BC*), zona cónica/cilíndrica (*CD*), zona do canto da matriz (*DE*) e aba (*EF*) -, contudo, surgem agora duas novas zonas; uma delimitada pelo canto do encostador (*FG*), com dois pontos singulares de dobragem e uma outra definida pela parede cilíndrica (*GH*) proveniente da primeira estampagem. Durante a segunda estampagem, a deformação plástica da zona da taça que está delimitada pelo canto do encostador (*FG*) tem exactamente as mesmas características da zona do canto da matriz (*DE*), já estudada, enquanto que a zona da parede cilíndrica (*GH*) praticamente não influencia o modo como se desenvolve a estampagem, exceptuando-se o facto desta impedir o engelhamento da aba, podendo, por isso, dispensar-se o uso de encostador, pelo menos enquanto esta zona subsistir. Estas características da segunda fase de estampagem, associadas à perda de enformabilidade que o material sofre após a primeira estampagem, justificam o valor mais elevado do coeficiente limite de estampagem para as fases seguintes à primeira.

As operações da 1ª e da 2ª fase de estampagem distinguem-se fundamentalmente por nesta última serem acrescentados ao processo dois pontos singulares; um onde se dá uma dobragem e outro onde se dá uma desdobragem. Ora, na estampagem directa este agravamento das condições de estampagem pode ser minimizado usando uma matriz de geometria cónica (ver figura 22.63 b)), em detrimento da matriz com geometria convencional, mostrada na figura 22.63 a), dando origem ao método de estampagem múltipla mais usado na prática. Embora as quatro dobragens permaneçam, a deformação plástica processa-se com menores valores das tensões radiais[14], por os raios de dobragem poderem ser maiores e por o ângulo entre as dobragens (ver figura 22.64 b)) ser mais reduzido, com as vantagens enunciadas no § 22.8.5.

[14] Considerando o sistema de eixos que tem vindo a ser utilizado no estudo da estampagem cilíndrica.

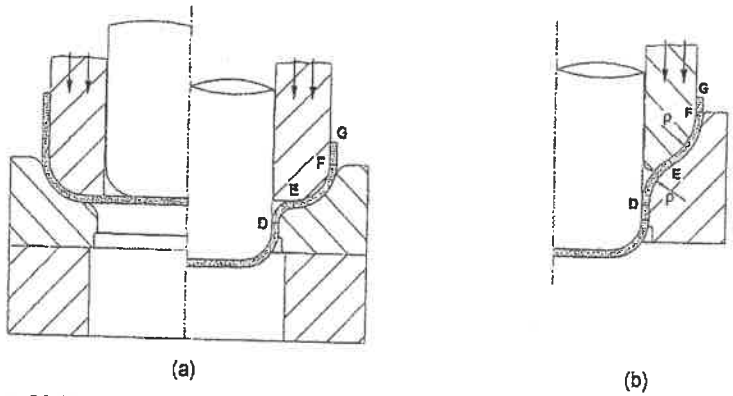


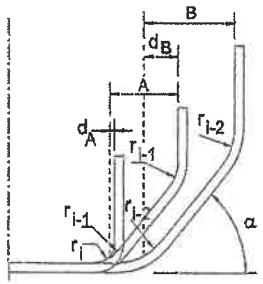
Figura 22.64 Segunda fase de estampagem. Pontos singulares de dobragem na estampagem directa a) com matriz convencional e b) com matriz cónica. Em ambos os casos a matriz foi concebida de modo a reduzir o número de pon-tos singulares e a minimizar o engelhamento da aba no final da operação.

Quando se usar na prática estampagem directa com matriz convencional, deve, sempre que possível, conceber-se a matriz com as características da representada na figura 22.64 a), de modo a minimizar a tendência ao engelhamento da aba e ainda a reduzir o número de dobragens para três, o que permitirá melhorar a relação de estampagem. Este mesmo princípio pode ser aplicado, com vantagens semelhantes, à estampagem com matriz inclinada, conforme se mostra na figura 22.64 b). Compreende-se, então, que para estes casos o encostador tenha essencialmente uma acção de guiamento, sendo, por isso, habitual usarem-se pressões para o encostador mais baixas do que as indicadas para a 1ª fase, (na ordem das 0.6~1.2 MPa), aplicando-se os valores mais elevados para chapas finas e para relações de estampagem menores.

A inclinação do ângulo de entrada da matriz, α, tem muita influência no comportamento da chapa ao engelhamento, pois se for grande a propensão para a formação de pregas na zona da aba aumenta, em especial, no final da operação, mas se for pequeno surge a tendência para formar paredes onduladas. Na generalidade dos casos este ângulo é escolhido entre 30° a 45°. A tabela 22.XIII apresenta valores para o ângulo de inclinação da matriz, α, para a estampagem cilíndrica, em função da espessura da estampa. Estes valores, conjugados com as indicações de projecto que se fornecem na figura 22.65, permitem estabelecer as sequências dimensionais da estampagem directa.

Material	Espessura da estampa (mm)	Valor do ângulo, α (Graus)
Aço carbono	0.3 a 0.8	30
	0.8 a 1.5	40
	> 1.5	45
Aço inoxidável	Todas as espessuras	45

Tabela 22.XIII Valores do ângulo de inclinação das matrizes cónicas utilizadas na estampagem directa de taças cilíndricas.



Raio final da taça, r_i

Raio da segunda taça, $r_{i-1} = 0.625\ A$

Raio da terceira taça, $r_{i-2} = 0.625\ B$

$d_A = 0.25\ r_i$

$d_B = 0.5\ A$

Ângulo de inclinação da matriz, α, definido em conformidade com a tabela 22.XIII.

Figura 22.65 Relações dimensionais para estampagem directa cilíndrica.

A figura 22.65 apresenta algumas regras de projecto para a definição das principais relações geométricas entre operações sucessivas de estampagem directa. Acrescente-se que, para além dos valores já indicados para o raio do canto da matriz para a 2ª fase de estampagem (ver § 22.8.5), é habitual adoptar-se a seguinte regra de projecto para estabelecer o raio do canto da matriz entre operações sucessivas,

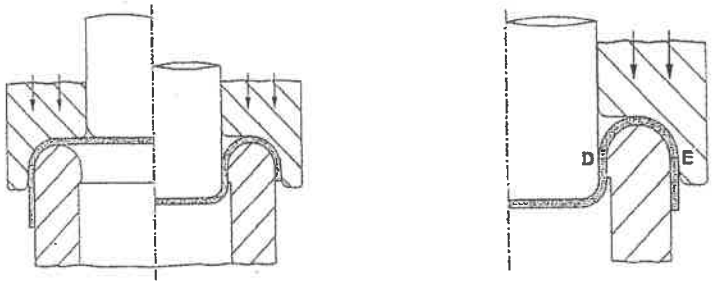
$$(r_{cm})_i = \frac{d_{i-1} - d_i}{2} - h_0 \qquad (22.107)$$

em que d_{i-1} e d_i são, respectivamente, o diâmetro da taça antes de estampar e depois de estampar e h_0 a espessura inicial da estampa.

22.12.2 Estampagem Inversa

A estampagem inversa encontra-se representada na figura 22.66. Ao comparar esta figura com as que foram apresentadas para a estampagem directa (ex. figura 22.64) verifica-se que, no caso do canto da matriz possuir uma geometria tórica de secção

circular, só existirão duas dobragens (nos pontos singulares *D* e *E*) em vez das três dobragens características da estampagem directa.



(a) (b)

Figura 22.66 Sequência de fabrico realizada por intermédio de estampagem inversa. a) Representação esquemática dos componentes activos da ferramenta em que se destaca a geometria tubular com extremidade tórisférica do encostador (primeira fase)/matriz (segunda fase) e b) Minimização do número de pontos singulares de dobragem em virtude de se ter utilizado um encostador/matriz com extremidade torisférica.

O facto da estampagem inversa permitir reduzir o número de dobragens de três para duas, associada à relaxação de tensões internas que resulta da circunstância da superfície da taça ser 'voltada do avesso' permite afirmar que a estampagem inversa é mais favorável do que a estampagem directa. São fundamentalmente três, as razões que justificam esta afirmação:

1) A redução do número de dobragens permite obter ganhos de enformabilidade que possibilitam a diminuição do número total de fases de estampagem relativamente ao procedimento alternativo baseado na estampagem directa. A estampagem inversa permite obter reduções de diâmetro cerca de 10% superiores aos que se conseguem alcançar através de estampagem directa (ver tabela 22.XIV).

2) A relaxação de tensões que resulta do facto da superfície da taça ser 'voltada do avesso' permite inverter as solicitações aplicadas na estampa (zonas traccionadas numa determinada fase serão comprimidas na fase posterior), evitando a acumulação de tensões residuais. Esta situação justifica a razão pela qual a estampagem inversa elimina ou reduz o número de recozimentos entre as fases intermédias de estampagem.

3) A força necessária à estampagem inversa é inferior à da estampagem directa.

Fase	Estampagem directa	Estampagem inversa
1	0.53-0.55	0.53-0.55
2	0.74-0.76	0.68-0.70
3	0.84	0.75
4	0.86	-

Tabela 22.XIV Valores indicativos do coeficiente de estampagem *M* para aço macio (qualidade de estampagem) em operações de estampagem múltipla.

22.12.3 Estampagem cónica: Um caso particular de estampagem múltipla

O termo estampagem cónica[15] é geralmente utilizado para designar a estampagem de peças com superfície parcial ou totalmente cónica (figura 22.67). A conicidade do cunho cónico determina que o raio r_c do ponto *C* decresça substancialmente em relação ao caso da estampagem cilíndrica convencional, enquanto que o raio r_D no ponto *D* permanece aproximadamente constante. Então, a tensão radial em *C*, $(\sigma_r)_C$ terá de aumentar bastante no início da estampagem para que se atinja em *D* a tensão necessária para iniciar a estampagem da aba. Como é óbvio, nos casos em que a conicidade é muito elevada $(\sigma_r)_D$ pode nunca chegar a atingir-se o valor requerido para a estampagem da aba e, consequentemente, a estampa deverá romper no ponto *C*.

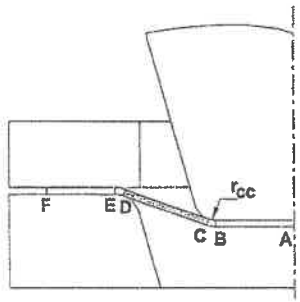


Figura 22.67 Representação esquemática de uma operação de estampagem cónica.

[15] A estampagem cónica também é designada por embutidura cónica.

Para ultrapassar estas dificuldades e conseguir estampar peças cónicas é habitual utilizar-se uma técnica de estampagem múltipla directa baseada numa sucessão de estampagens cilíndricas incompletas (destinadas a produzir uma superfície 'em degraus' que se inscreva na superfície cónica desejada), concluída com uma fase final de consolidação da superfície cónica. Esta fase final de consolidação é realizada por intermédio de um cunho cónico que distende a superfície 'em degraus' de modo a ajustá-la ao contorno da matriz (figura 22.68).

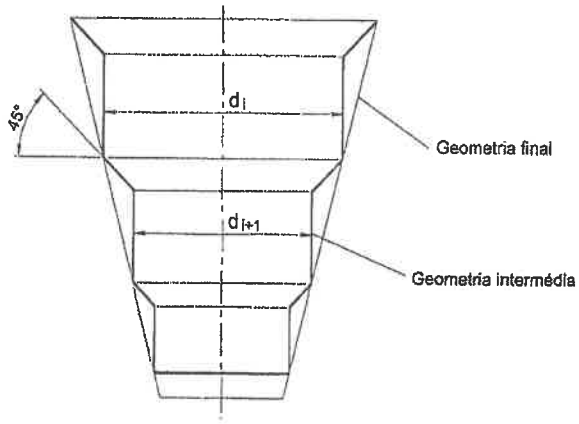


Figura 22.68 Representação esquemática das fases intermédias de uma estampagem cónica.

Como recomendação de projecto sugere-se a utilização de coeficientes de estampagem *M* cerca de 5% a 10% superiores aos que se encontram indicados para a estampagem cilíndrica (ver tabelas 22.I e 22.XIV) para não 'esforçar' demasiadamente o material. Deste facto resulta que a redução de diâmetros na estampagem múltipla directa para a obtenção de peças cónicas deverá ser inferior à que é utilizada na estampagem múltipla directa de peças cilíndricas puras.

22.13 Estampagem rectangular

22.13.1 Introdução

Os parágrafos anteriores procederam à análise da estampagem cilíndrica com base na teoria de membrana aplicada a cascas de revolução. Contudo, a generalidade das peças estampadas não possui geometria de revolução e, portanto, embora muitos dos fenómenos que se verificam na estampagem dessas peças possam ser semelhantes aos que ocorrem na estampagem cilíndrica, a sua análise não pode, em rigor, ser efectuada com base nas equações gerais de equilíbrio para cascas de revolução que foram apresentadas no § 22.3. Neste contexto, faz sentido isolar a estampagem de peças rectangulares (figura 22.69) das restantes operações de estampagem em virtude das estampas rectangulares apresentarem algumas zonas características semelhantes às das cilíndricas e, também, porque a estampagem rectangular tem um grau de dificuldade intermédio entre a estampagem de peças cilíndricas e a estampagem de formas complexas (ver § 22.14).

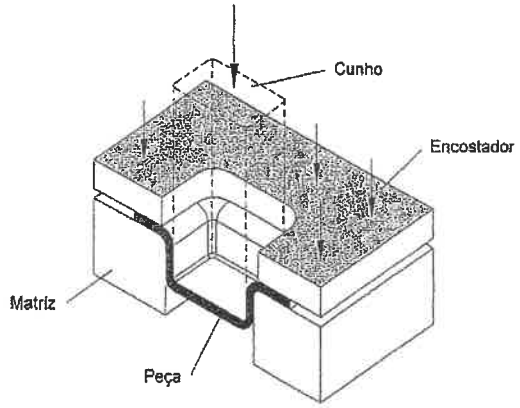
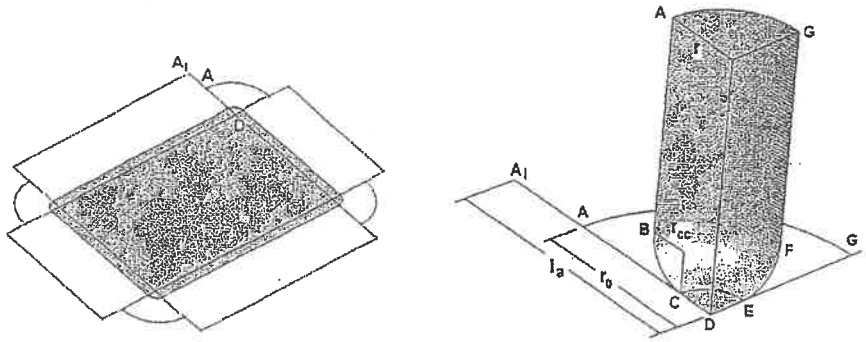


Figura 22.69 Representação esquemática de uma operação de estampagem rectangular

A abordagem clássica para o estudo da estampagem rectangular efectua-se decompondo-a em duas operações elementares distintas e simultâneas (figura 22.70):

1) A estampagem cilíndrica dos quatro cantos da peça rectangular que, na sua totalidade, constituem os gomos de uma peça cilíndrica imaginária.



(a) (b)

Figura 22.72 Determinação da estampa plana teórica. a) Descontinuidade geométrica na transição entre o lado e o canto e b) pormenor de um canto na estampa plana e na peça estampada.

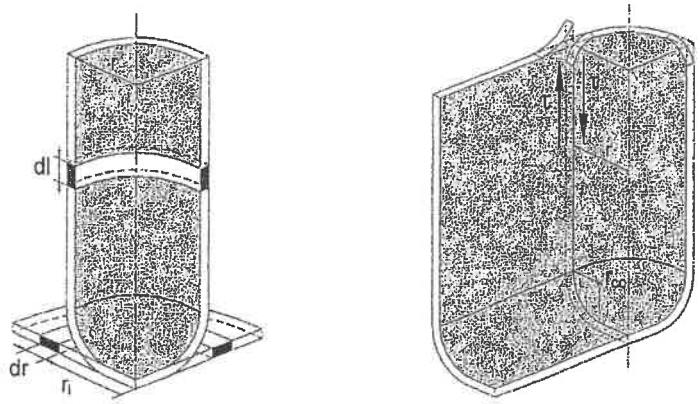
A figura 22.73 a) mostra que, para se conservar a área dum elemento da coroa de raio r_i e dimensão radial dr que se transforma, após estampagem, num elemento cilíndrico do canto de raio r e altura dl, terá que verificar-se a seguinte igualdade,

$$\frac{2\pi r_i}{4}dr = \frac{2\pi r}{4}dl \quad \Rightarrow \quad dl = \frac{r_i}{r}dr \tag{22.108}$$

Este resultado comprova o alongamento de dr (e, portanto, do comprimento $\overline{CA}$ da figura 22.72 b)) durante a estampagem do canto e permite entender que os cantos perdem perímetro para ganhar altura.

A estampa plana teórica é projectada partindo do princípio que o alongamento da coroa, se fosse realizado livremente durante a estampagem, deveria permitir obter uma altura final para os cantos exactamente igual à dos lados. Acontece, porém, que os cantos estão ligados aos lados e, se, longe da secção de transição se pode admitir que não existe interferência de uns na deformação dos outros, outro tanto não se passa na vizinhança da secção de transição, na qual o lado contraria o alongamento do canto (que, assim, fica aí mais curto) e o canto obriga o lado a alongar-se (ficando assim mais alto), conforme se encontra ilustrado na figura 22.73 b).

A discussão anterior permite concluir que a geometria da estampa plana teórica acarreta excesso de material nos lados e a falta de material nos cantos, junto à zona de transição. Uma forma de eliminar ou diminuir os referidos excessos e faltas de material consiste na correcção geométrica da estampa plana.



(a) (b)

Figura 22.73 a) Conservação de área entre um elemento da coroa e do canto da peça estampada e b) representação esquemática (exagerada) do defeito geométrico que aparece na transição entre os lados e os cantos quando se utiliza uma estampa plana teórica.

A correcção geométrica deve ser efectuada mantendo inalterada a superfície total da estampa plana ($A_e = A_i$, ao nível de cada um dos cantos) e a forma mais simples de a efectivar consiste na utilização de um traçado que substitui os cantos arredondados por cantos triangulares (figura 22.74).

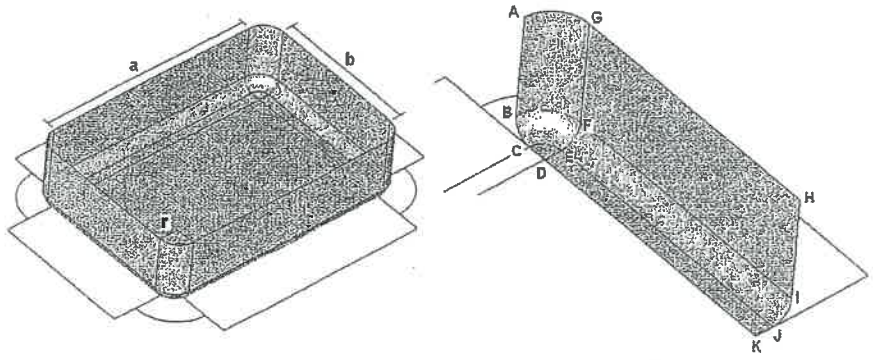
O traçado da figura 22.74 pode ser facilmente executado numa guilhotina e, portanto, deverá constituir uma primeira escolha relativamente a outros traçados mais complexos. Contudo a opção por este tipo de traçado exige uma verificação prévia da possibilidade de se poder substituir os cantos arredondados por cantos triangulares, através das seguintes expressões matemáticas,

$$\text{Caso 1: } \frac{\pi r_0^2}{4} = \frac{1}{2}(l_a \times l_b)$$

$$\text{Caso 2: } \frac{\pi r_0^2}{4} < \frac{1}{2}(l_a \times l_b) \tag{22.109}$$

$$\text{Caso 3: } \frac{\pi r_0^2}{4} < \frac{1}{2}(l_a \times l_b)$$

2) A dobragem dos quatro lados da peça rectangular que, agrupados dois a dois, simbolizam duas dobragens imaginárias em forma de 'U'.



(a) (b)

Figura 22.70 Estampagem rectangular. a) Peça estampada e b) pormenor de um canto e de um lado da peça estampada.

O desenho de pormenor do canto *ABCDEFG* da peça rectangular que se encontra representado na figura 22.70 b) permite distinguir a zona cilíndrica (*AB*) e as zonas do canto do cunho (*BC*) e do fundo da taça (*CD*) que foram objecto de análise pormenorizada durante a apresentação da estampagem cilíndrica. Este facto justifica a razão pela qual a estampagem dos quatro cantos 'equivale' à estampagem completa de uma peça cilíndrica imaginária.

O desenho de pormenor do lado *DEFGHIJK* que se encontra representado na figura 22.70 b) permite distinguir as zonas do fundo (*DE*), do canto do cunho (*EF*) e da aba (*FG*) que são características da quinagem de peças em forma de 'U' (convém salientar que a figura 22.70 b) apenas procede à representação de metade de um 'U' - ver a este propósito o § 18.5).

As considerações anteriores permitem igualmente descortinar que as trajectórias de deformação do material da chapa que se encontra situado na zona dos cantos e dos lados deverão ser substancialmente diferentes entre si (ver figura 22.71). Refira-se a este propósito que a representação das extremidades das trajectórias de deformação para o material que se encontra localizado ao longo da secção que atravessa o canto da peça permite identificar uma linha curva *AB* análoga à que é geralmente obtida para a estampagem de peças cilíndricas (ver figura 22.38).

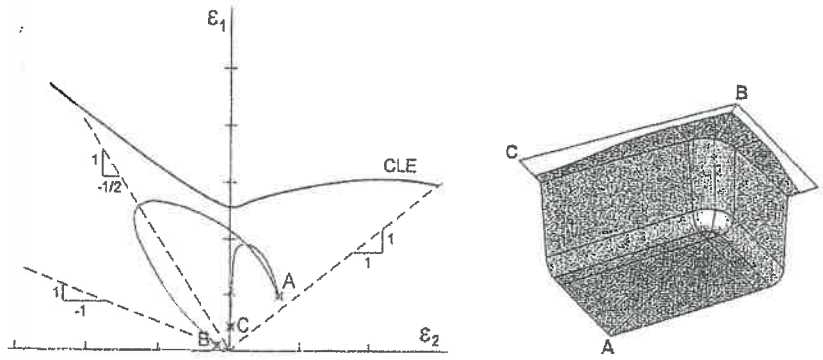


Figura 22.71 Representação esquemática no plano das extensões principais das extremidades das trajectórias de deformação do material da chapa situado ao longo das linhas *AB* e *AC* que atravessam os 'cantos' e os 'lados' de uma peça rectangular.
Nota: A utilização de uma estampa plana rectangular determinou a formação de 'orelhas' na zona dos cantos.

22.13.2 Cálculo da estampa plana

O cálculo da estampa plana faz-se por justaposição das áreas e das formas geométricas da 'taça cilíndrica' e dos 'perfis' em forma de 'U' que foram utilizados na decomposição da peça rectangular (ver figura 22.72 a)).

A região que se encontra colorida a cinzento na figura 22.72 a) representa a porção de chapa que permanece plana após estampagem. A figura 22.72 também procura salientar a existência de uma descontinuidade geométrica na transição dos cantos para os lados ($l_a > r_0$) que resulta do facto do comprimento $l_a \equiv \overline{A_1D}$ do lado '*a*' ter sido obtido a partir da planificação da quinagem em 'U' enquanto que o raio $r_0 \equiv \overline{AD}$ da coroa *ADG* ter sido calculado através da igualdade entre a área da coroa e a área do canto *ABCDEFG* (ver figura 22.72 b)). Em termos práticos, pode afirmar-se que o comprimento *CA* da coroa deverá alongar-se durante a estampagem do canto enquanto que o comprimento CA_1 do lado deverá permanecer inalterado (o lado apenas flecte).

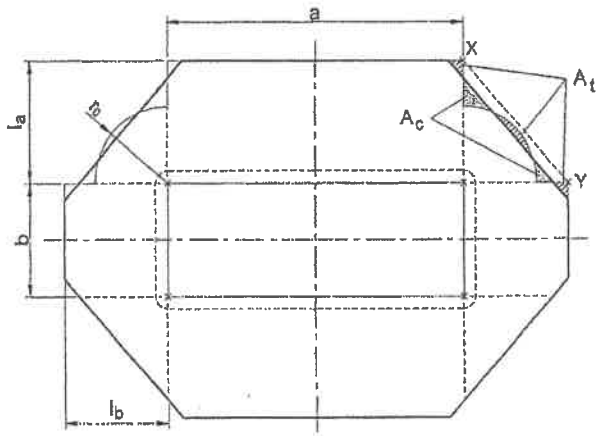


Figura 22.74 Correcção da estampa teórica por intermédio de um traçado simples que substitui os cantos arredondados por cantos triangulares.

No primeiro caso que se encontra identificado na equação (22.109) o traçado corrigido efectua-se através da união dos pontos X e Y por intermédio de uma linha recta. No segundo caso o traçado corrigido faz-se a partir de uma linha recta paralela à linha XY e que seja capaz de assegurar a conservação de área da estampa plana ($A_c = A_t$). O terceiro caso não é passível de correcção através de cantos triangulares exigindo a utilização de traçados complexos envolvendo arcos de circunferência (ou outro tipo de curva) na zona dos lados e dos cantos (ver exemplo na figura 22.75). Uma vez definida a geometria da estampa plana deve-se procurar estabelecer a folga radial j a utilizar entre o cunho e a matriz (tabela 22.XV).

Zona da estampa	Folga radial j
Cantos	$1.2h$
Lados	$1.1h$

Tabela 22.XV Folga radial entre o cunho e a matriz em função da espessura h da chapa para a estampagem rectangular.

Nas zonas dos cantos a folga radial j deverá ser semelhante à da estampagem cilíndrica, enquanto que na zona dos lados a folga deverá ser ligeiramente superior à espessura da chapa para facilitar o escoamento do material e permitir eventuais variações de espessura.

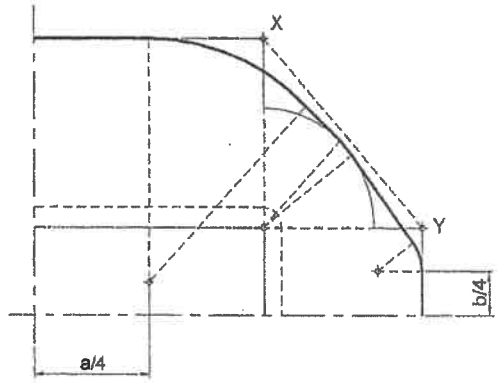


Figura 22.75 Correcção da estampa plana teórica por intermédio de um traçado complexo envolvendo a utilização de arcos de circunferência e de linhas rectas na zona dos cantos e dos lados.

22.13.3 Força de estampagem

Seguindo a metodologia de análise que tem vindo a ser utilizada também a força máxima para realizar uma operação de estampagem rectangular irá ser calculada a partir das forças elementares indispensáveis à estampagem dos cantos e dos lados.

A força máxima para estampar os cantos é obtida através da equação (22.95) do § 22.9 (fazendo $Q_f = 1$), em virtude dos quatro cantos da peça rectangular formarem uma estampagem cilíndrica equivalente de raio r,

$$(F_{max})_c = 2\pi r\, h\, \sigma_R \cong 6\, r h \sigma_R \qquad (22.110)$$

em que o símbolo h representa a espessura da chapa e σ_R é a tensão de rotura do material.

A força máxima para 'estampar' os lados obtém-se somando a força F_{2U} necessária para realizar as dobragens em forma de 'U' sobre o canto do cunho (r_{ac}) com as forças F_{cm} que se encontram associadas às dobragens e desdobragens instantâneas sobre o canto da matriz (r_{cm}) (e, eventualmente, sobre as caneluras[16]),

$$(F_{max})_l = F_{2U} + \sum \Delta F_{cm} \qquad (22.111)$$

[16] As caneluras também são designadas por freios.

A força F_{2U} pode ser calculada por intermédio da equação (18.47) do § 18.5, (admite-se que os lados possuem comprimentos a e b - ver figuras 22.70 a) e 22.74),

$$F_{2U} = k_U \sigma_R (a+b) \frac{h^2}{(r_{cm} + j + r_{co})} \cong 0.5 \sigma_R (a+b) \frac{h^2}{r_{cm}} \qquad (22.112)$$

A força F_{cm} para realizar cada dobragem instantânea pode ser determinada a partir da equação (22.53) do § 22.4.2, (apresenta-se o resultado para cada um dos lados),

$$\Delta F_{cm} = \sigma_e \frac{b h^2}{4} \left[1 - \left(\frac{\sigma_r}{\sigma_e} \right)^2 \right] \frac{1}{r_{cm}}$$
$$\Delta F_{cm} = \sigma_e \frac{a h^2}{4} \left[1 - \left(\frac{\sigma_r}{\sigma_e} \right)^2 \right] \frac{1}{r_{cm}} \qquad (22.113)$$

Caso seja admitida uma relação de estampagem tal que, no início, $\sigma_r / \sigma_e \cong 0.5$ e se for igualmente considerado o efeito do encruamento, pode-se calcular a força máxima para 'estampar' (dobrar) os lados através de,

$$(F_{max})_f = 0.5 \sigma_R (a+b) \frac{h^2}{r_{cm}} + 4 \sigma_R (a+b) \frac{h^2}{4} \left[1 - 0.5^2 \right] \frac{1}{r_{cm}} =$$
$$= 1.25 \ \sigma_R (a+b) \frac{h^2}{r_{cm}} \qquad (22.114)$$

Nestas circunstâncias, a força máxima de estampagem, F_{max}, poderá ser obtida através de,

$$F_{max} = (F_{max})_e + (F_{max})_f = 6 \sigma_R r h + 1.25 \sigma_R (a+b) \frac{h^2}{r_{cm}} \qquad (22.115)$$

A expressão (22.115) não difere substancialmente de outras que têm vindo a ser propostas a partir de estudos experimentais. Refere-se a este propósito a expressão proposta por Koninck para a determinação da força máxima para a estampagem rectangular[17],

$$F_{max} = 1.6 \sigma_R h (a+b+2r) \qquad (22.116)$$

[17] No problema 22.5 serão apresentadas expressões alternativas que permitem contabilizar o efeito do atrito, da força do encostador e do encruamento do material.

Comparando os valores fornecidos pelas equações (22.115) e (22.116) verifica-se que a estimativa teórica da força para a estampagem dos cantos é superior à que é obtida por via experimental ($6 \sigma_R r h$ contra $3.2 \sigma_R r h$), em virtude das tensões necessárias à estampagem da aba serem não apenas transmitidas pelo fundo do canto (através da tensão radial em C, figura 22.72 b)) mas também pelas tensões de corte que se geram na interface entre os cantos e os lados (figura 22.73 b)).

22.13.4 Relação de estampagem

A maioria das peças rectangulares pouco profundas pode ser estampada numa única operação sendo a enformabilidade controlada, no seu essencial, pela estampagem dos cantos. Neste sentido, e considerando exclusivamente o mecanismo de estampagem dos cantos, poderíamos utilizar os coeficientes limite de estampagem M da estampagem cilíndrica (tabela 22.I) para avaliar sobre a necessidade de recorrer a estampagem rectangular múltipla.

Porém, a experiência mostra que os coeficientes limite de estampagem M aplicados aos cantos de uma peça rectangular podem ser até 50% inferiores aos da estampagem cilíndrica sem que desta redução resultem quaisquer problemas de enformabilidade das peças rectangulares. A explicação para esta maior enformabilidade dos cantos parece estar relacionada com a contribuição adicional das forças transmitidas pelos lados para a estampagem dos cantos. Sugere-se a consulta do problema 22.6 para uma explicação mais pormenorizada deste assunto.

Quando se tem de recorrer a estampagem rectangular múltipla convém ter em consideração que existe mais do que uma metodologia de projecto para o estabelecimento das dimensões das várias estampas intermédias e da sequência de estampagem de uma peça rectangular. Apresentam-se de seguida dois destes métodos; o sistema recto e o sistema arqueado (ou bombeado).

Sistema recto

No sistema recto (figura 22.76 a)) os centros de curvatura dos cantos das estampas intermédias coincidem com o centro de curvatura do canto da peça final. Os sucessivos raios r_i das fases intermédias podem ser obtidos através de,

$$r_1 = 1.2 \ m_R \ r_0$$
$$r_2 = 0.6 \ r_1$$
$$\cdots \qquad (22.117)$$
$$r_i = 1.2 \times (0.6)^{i-1} m_R \ r_0$$

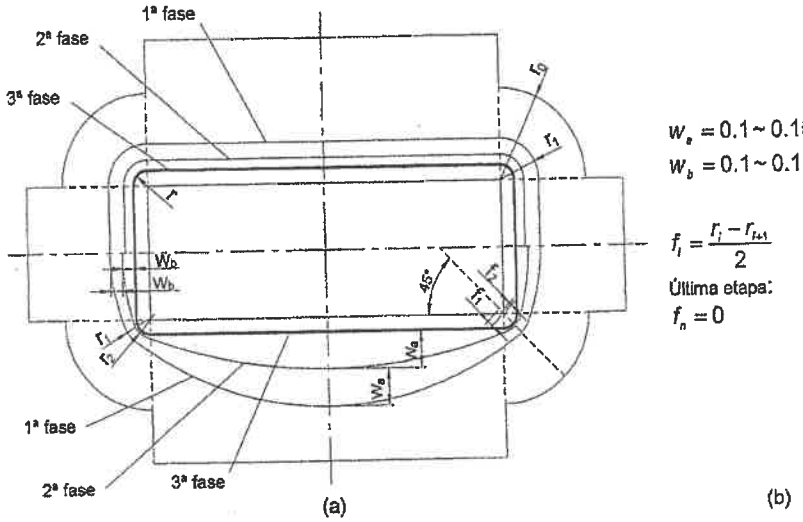
em que o símbolo r_0 representa o raio do canto da estampa plana e m_R é a relação de estampagem da operação de estampagem rectangular (ver tabela 22.XVI).

Material	M_R
Aço para estampagem	0.37
Aço para estampagem profunda	0.36
Aço para carroçaria automóvel	0.35
Aço inoxidável	0.40
Folha de flandres	0.33
Cobre	0.32
Latão	0.31
Zinco	0.38
Alumínio	0.33
Duralumínio	0.34
Níquel, Monel, Inconel	0.34

Tabela 22.XVI Coeficiente limite de estampagem para peças rectangulares em função dos materiais mais utilizados em estampagem.

Sistema arqueado (ou bombeado)

No sistema arqueado (figura 22.76 a)) os centros de curvatura dos cantos não são concêntricos e os lados das estampas intermédias são ligeiramente arqueados.



$$w_a = 0.1 \sim 0.15 \times a$$
$$w_b = 0.1 \sim 0.15 \times b$$
$$f_i = \frac{r_i - r_{i+1}}{2}$$
Última etapa:
$$f_n = 0$$

Figura 22.76 Estampagem rectangular múltipla. a) Sistema recto (cimo) e sistema arqueado (baixo). b) Regras de dimensionamento adicionais para o sistema arqueado (segundo a AWF 5791).

Os sucessivos raios r_i das fases intermédias podem ser obtidos através de,

$$\begin{aligned} r_1 &= m_R\, r_0 \\ r_2 &= 0.6\, r_1 \\ &\cdots \\ r_i &= (0.6)^{i-1}\, m_R\, r_0 \end{aligned} \qquad (22.118)$$

Comparando as equações (22.117) e (22.118) conclui-se que o sistema arqueado é mais eficiente do que o sistema recto podendo, em alguns casos, exigir menos uma fase intermédia. Esta situação resulta do facto do sistema arqueado distribuir mais uniformemente os esforços aplicados no material.

Apesar do sistema recto ser menos eficiente do que o sistema arqueado a sua utilização releva-se mais económica na medida em que os componentes activos das ferramentas 'arqueadas' são mais difíceis de construir e de afinar. A opção por um sistema arqueado só faz sentido quando se consegue eliminar uma fase intermédia.

22.13.5 Empeno dos lados

A estampagem dos cantos dá origem a valores muito elevados da tensão tangencial de compressão σ_θ (da ordem de grandeza de σ_e) na zona periférica da aba. Em simultâneo com este fenómeno existem, nas regiões vizinhas dos lados, zonas que não sofrem qualquer tipo de deformação, isto é, zonas em que as tensões são nulas porque o material só flecte (pois só existe dobragem na transição do fundo para a aba). Como não pode existir descontinuidade na distribuição das tensões tangenciais σ_θ entre a zona dos cantos e dos lados isso significa que os cantos vão descarregar parte da tensão tangencial σ_θ sobre os lados que, por isso, tenderão a empenar (ou abaular) em conformidade com a figura 22.77. Este fenómeno contribui para que a estampagem dos cantos não seja perfeita pois verifica-se adicionalmente que os cantos transbordam sobre os lados (ver figura 22.77 b)). Em casos extremos o empeno dos lados pode inclusive degenerar em situações de engelhamento por presso-flexão.

O empeno dos lados pode ser corrigido bem como também podem ser diminuídas as descontinuidades geométricas decorrentes da utilização da forma teórica da estampa plana (ver § 22.13.2) por intermédio da utilização de caneluras[18] nas zonas dos lados (figura 22.78). As caneluras são elementos activos salientes que se colocam no encostador ou na matriz com o objectivo de controlar o escorregamento da chapa comprimida entre a matriz e o encostador. Este controlo é efectuado obrigando o material dos lados a efectuar dobragens suplementares durante a estampagem e, desta forma, a aumentar o valor da sua tensão radial σ_r. Deste facto, resultam alongamentos dos lados

[18] As caneluras também são designadas por freios.

(devidos às dobragens sob tensão) que são vantajosos para a estampagem profunda e, por outro lado, resultam igualmente reduções nas tensões tangenciais σ_θ (que não poderão ultrapassar o valor de $\sigma_\theta - \sigma_r$ em módulo). Este facto é determinante para a diminuição ou eliminação do empeno dos lados.

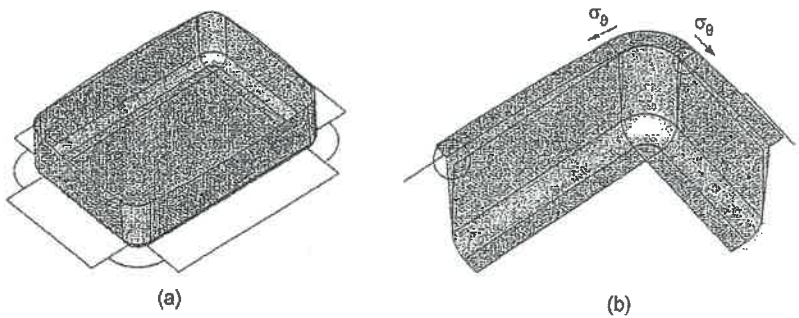


Figura 22.77 Empeno dos lados durante uma estampagem rectangular. a) Representação de uma peça com os lados empenados e b) pormenor do empeno dos lados e do transbordo dos cantos sobre os lados.

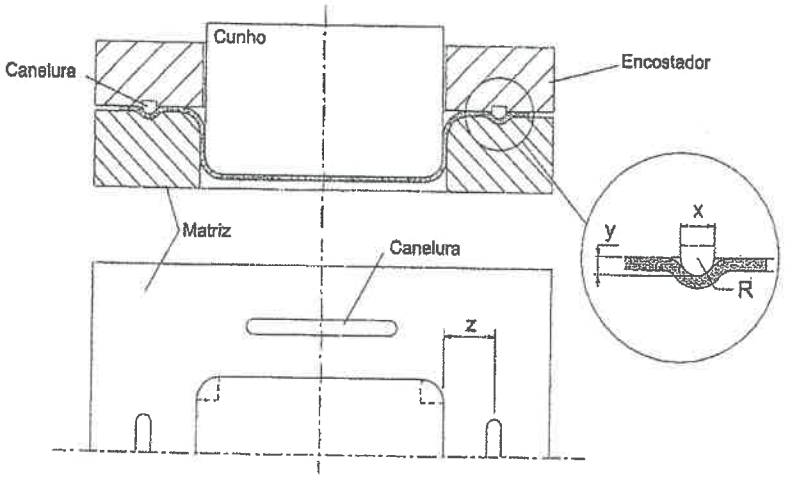


Figura 22.78 Representação esquemática de um corte na zona dos lados mostrando a geometria das caneluras e a sua disposição na matriz/encostador (ver tabela 22.XVII).

Tipo de ferramenta	x (mm)	y (mm)	z (mm)	R (mm)
Pequena	5 -10	1.5 - 5	38 - 45	*r=5h*
Grande	12 - 20	3 - 6		

Tabela 22.XVII Dimensões recomendadas para as caneluras (segundo Waller).

A utilização de caneluras serve igualmente para transformar o estado de tensão tracção-compressão característico da zona das abas num estado de tracção, em que a deformação plástica se processa fundamentalmente por expansão. De facto nas ferramentas que possuam caneluras é possível controlar o escorregamento e, por conseguinte, o modo de deformação da chapa, podendo inclusive provocar-se o bloqueamento total da chapa. Esta característica das caneluras torna-as muito importantes na concepção, projecto e fabrico das ferramentas de deformação plástica de chapa por expansão ('stretching' na terminologia inglesa) que são habitualmente utilizadas na estampagem de peças complexas (ver § 22.14).

22.14 Deformação plástica de chapa por expansão

A deformação plástica de chapa por expansão é fundamentalmente utilizada na estampagem de peças complexas como as que geralmente se podem encontrar na indústria automóvel (ex. painéis laterais, 'capots', portas, tampas das bagageiras, etc...). Estas peças são geralmente pouco profundas e, consequentemente, a sua estampagem realiza-se quase sempre numa única operação (ver figura 22.79).

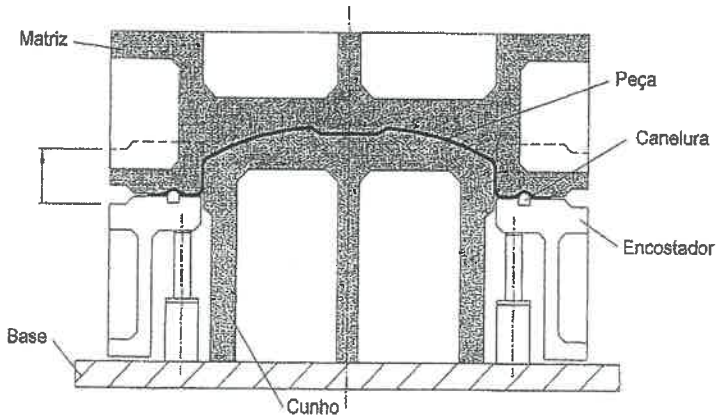


Figura 22.79 Representação esquemática de uma ferramenta de deformação plástica de chapa por expansão.

As ferramentas de deformação plástica de chapa por expansão recorrem à utilização de caneluras (por vezes de dimensão exagerada) e de pressões do encostador mais elevadas do que na estampagem convencional com o objectivo de bloquear a chapa na zona da aba. O objectivo é não permitir que o material da zona da aba escoe para o interior da matriz. Desta circunstância resulta que as chapas deformam quase exclusivamente por expansão dando origem a reduções uniformes de espessura ao longo de toda a peça[19].

A estampagem da porta de um veículo automóvel que se encontra representada na figura 22.80 é um bom exemplo de uma operação de deformação plástica de chapa por expansão. Suponha-se, neste contexto, que se tinham realizado ensaios experimentais com marcação de redes de círculos na superfície da chapa de modo a avaliar o modo como o material se deforma e a contabilizar as variações de espessura nas regiões mais críticas (ver problema 22.1). Considere-se, adicionalmente, que o resultado deste procedimento experimental se encontra representado no plano das extensões principais da figura 22.80. Se assim for, a principal conclusão que se pode retirar da análise do plano das extensões principais é o facto da enformabilidade da operação estar convenientemente assegurada pelo facto de todas as extensões das zonas críticas se encontrarem abaixo da curva limite de estampagem à estricção (90% CLE, ver § 12.5.2). Porém, caso se alterasse a matéria-prima (por exemplo se se utilizasse um material com menor encruamento) ou a espessura (por exemplo se se utilizasse uma chapa mais fina), a curva limite de estampagem deslocar-se-ia para baixo e, consequentemente, existiriam fortes possibilidades de virem a ocorrer estricções e/ou roturas nas zonas 5 e 6 da porta[20].

No caso concreto da porta do veículo automóvel que estamos a analisar é habitual utilizarem-se materiais com elevado expoente de encruamento ou seja, materiais com um pequeno rácio σ_s / σ_R, de modo a compensar a actual tendência dos projectistas de veículos automóveis de utilizarem chapa de espessura cada vez mais reduzida. Esta tendência dos projectistas tem como objectivo diminuir o peso das portas (e dos demais componentes) e, desta forma, tornar os veículos automóveis mais leves[21].

Para finalizar interessa referir a existência de um outro problema muito importante que se encontra relacionado com a concepção e o projecto deste tipo de peças e ferramentas – a recuperação elástica. Este problema é particularmente importante na indústria

[19] Sugere a consulta da figura 12.21 do § 12.5.1 e a leitura da nota informativa que lhe está associada.

[20] Neste caso teriam de se adoptar estratégias de concepção e projecto da ferramenta que permitissem modificar a trajectória de deformação destas zonas o que, muitas das vezes, passa pelo aumento de alguns raios de concordância da matriz e/ou do cunho.

[21] As portas dos veículos automóveis são fabricadas a partir de chapa de aço com 0.8 mm de espessura enquanto que há dez anos atrás eram produzidas a partir de chapa de 1 mm. Este facto, que resultou da introdução de aços de elevado limite elástico, permitiu reduzir o peso das portas em cerca de 20%.

automóvel, em virtude das diferentes peças da carroçaria terem de se ajustar de um modo quase perfeito, e tem vindo progressivamente a agravar-se em resultado da cada vez maior utilização de aços de elevado limite elástico como forma de compensar a redução de espessura.

Interessa a este propósito referir que o agravamento do problema da recuperação elástica que deriva da utilização de aços de elevado limite elástico não está apenas relacionado com o facto das tensões limite de elasticidade serem superiores às dos aços convencionais mas, sobretudo, com o facto das tensões de descarga serem mais elevadas em resultado das tensões máximas atingidas durante o processo de fabrico também o serem.

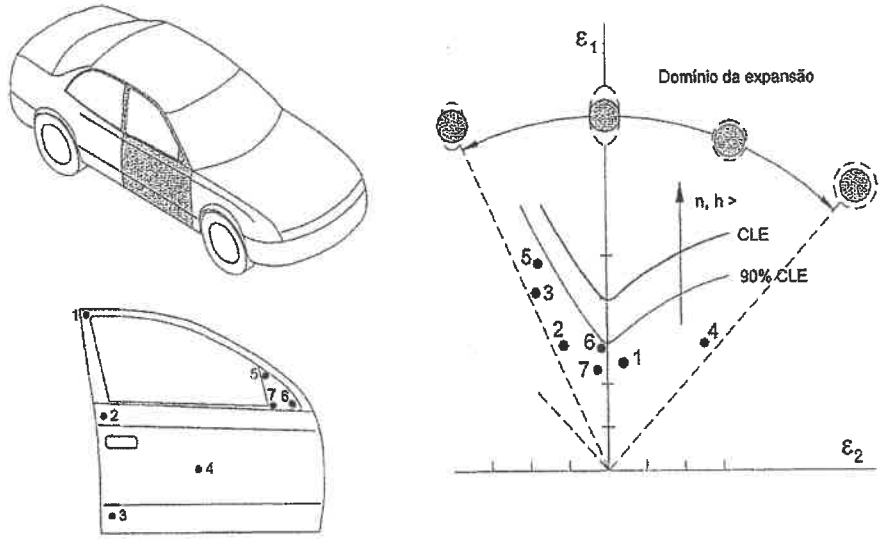


Figura 22.80 Deformação plástica de chapa por expansão de uma porta de um veículo automóvel. Representação das deformações do material da porta no plano das extensões principais.

A figura 22.81 apresenta uma representação esquemática dos principais parâmetros que influenciam a recuperação elástica. Da análise desta figura resultam naturalmente quais as principais estratégias que podem ser utilizadas pelos projectistas de ferramentas para compensar os desvios geométricos resultantes da recuperação elástica;

(I) diminuição dos raios de concordância, (ii) aumento da espessura da chapa, e (iii) utilização de materiais com menores taxas de encruamento.

Para além das estratégias referidas anteriormente pode ainda diminuir-se a folga entre o cunho e a matriz, acrescentar caneluras e aumentar a força exercida pelo encostador (no caso da chapa não estar bloqueada), e acrescentar nervuras na peça para lhe aumentar a rigidez. Sempre que for possível alterar a matéria-prima devem privilegiar-se os materiais com um módulo limite de elasticidade mais elevado.

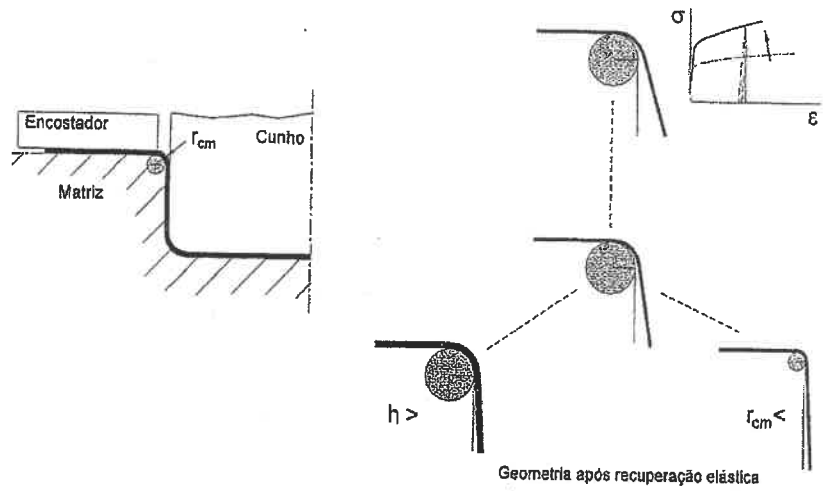
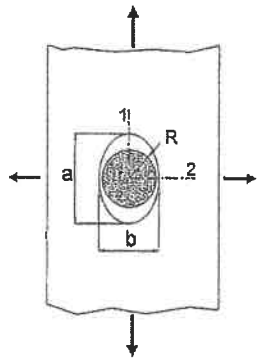


Figura 22.81 Representação esquemática dos principais parâmetros que influenciam a recuperação elástica das peças estampadas e deformadas plasticamente por expansão.

22.15 Problemas

Problema 22.1

Durante os ensaios experimentais de estampagem é habitual marcar redes de círculos na superfície da chapa para avaliar o modo como o material deforma durante a operação. Esta técnica tem ainda a vantagem de permitir determinar as variações de espessura nas zonas críticas das peças.



Considere uma operação de estampagem onde se marcaram grelhas de círculos com um diâmetro inicial igual de 3 mm, numa estampa com 2 mm de espessura de um aço de estampagem. Numa determinada zona da peça as medições experimentais efectuadas indicaram que um dado círculo se transformou num elipse com o eixo maior e o eixo menor medindo respectivamente 3.4 mm e 3.2 mm.

A lei de comportamento mecânico do material é a seguinte: $\overline{\sigma} = 420\ \overline{\varepsilon}^{0.28}$ MPa. Nestas condições e desprezando quaisquer fenómenos de anisotropia, determine para esse ponto:

a) O valor da espessura da chapa após deformação.

b) O valor da extensão e da tensão efectiva.

c) O valor do quociente σ_2/σ_1 entre as tensões principais. Admita como hipóteses simplificativas que o estado de tensão é plano e que o carregamento é proporcional, $\sigma_2/\sigma_1 = \text{Cte}$.

Resolução

a) A condição de tensão plana determina que $\sigma_z = \tau_{xz} = \tau_{yz} = 0$, em que z é a direcção da espessura da chapa. Como adicionalmente se pode afirmar que a região da

chapa onde se efectuaram as medidas é uma zona de expansão, (o eixo menor da elipse é superior ao diâmetro inicial do circulo), então pode concluir-se que, $\sigma_z = \sigma_3 = 0$.

Nestas condições as extensões principais são calculadas da forma que se indica a seguir,

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{3.4}{3}\right) = 0.125 \qquad \varepsilon_2 = \ln\left(\frac{3.2}{3}\right) = 0.065$$

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) = -0.190$$

e o valor da espessura da chapa após deformação vale,

$$\varepsilon_3 = \ln\left(\frac{h}{h_0}\right) \quad \Rightarrow \quad h = h_0\, e^{\varepsilon_3} = 2 \times e^{-0.190} = 1.65 \text{ mm}$$

b) A extensão efectiva é calculada através de,

$$\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3}\left[(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_1 - \varepsilon_3)^2\right]^{\frac{1}{2}} = 0.192$$

e, por seu lado, a tensão efectiva é determinada através da relação tensão-extensão do material, obtendo-se,

$$\bar{\sigma} = 420\, \bar{\varepsilon}^{0.28} = 264.6 \text{ MPa}$$

c) O quociente, σ_2 / σ_1, pode ser calculado através das equações constitutivas rígido-plásticas de Levy-Mises (ver § 4.6.2),

$$d\varepsilon_1^p = \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_1 - \frac{1}{2}\sigma_2\right] \qquad d\varepsilon_2^p = \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_2 - \frac{1}{2}\sigma_1\right]$$

Tendo em consideração que o carregamento é proporcional e efectuando o quociente entre as equações anteriores, obtém-se,

$$\frac{d\varepsilon_1^p}{d\varepsilon_2^p} = \frac{\sigma_1 - \frac{1}{2}\sigma_2}{\sigma_2 - \frac{1}{2}\sigma_1} = \frac{0.125}{0.065} = 1.92$$

Nestas condições, pode-se estabelecer o seguinte valor para o quociente entre as tensões principais σ_1 e σ_2.

$$\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = \frac{2 + \frac{d\varepsilon_1^p}{d\varepsilon_2^p}}{2\frac{d\varepsilon_1^p}{d\varepsilon_2^p} + 1} = \frac{2 + 1.92}{2 \times 1.92 + 1} = 0.81$$

Utilizando a noção de tensão efectiva associada ao critério de plasticidade de von Mises,

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}}\left[(\sigma_1 - 0.81\sigma_1)^2 + (0.81\sigma_1 - 0)^2 + (\sigma_1 - 0)^2\right]^{\frac{1}{2}} = 264.4 \text{ MPa}$$

chega-se finalmente ao valor das tensões principais, σ_1 e σ_2

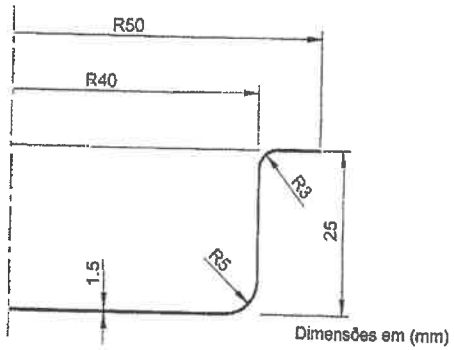
$$\sigma_1 = 287.7 \text{ MPa}$$

$$\sigma_2 = 233.0 \text{ MPa}$$

$$\sigma_3 = 0 \text{ MPa}$$

Problema 22.2

Pretende-se fabricar por estampagem a taça cilíndrica que se encontra representada na figura seguinte.



O material da taça é um aço para estampagem profunda, com as seguintes características mecânicas e de enformabilidade;

Características mecânicas	Coeficientes limite de estampagem
$\sigma_e = 210$ MPa	$M_1 = 0.53$
$\sigma_R = 415$ MPa	$M_2 = 0.75$

Considere para efeitos de resolução do problema que coeficiente de atrito $\mu = 0.15$ e que a pressão nominal aplicada pelo encostador $p_{enc} = 2\%\sigma_{0.2}$. Nestas condições determine:

a) A geometria e as dimensões da estampa plana.

b) A espessura do extremo da aba para uma penetração do cunho igual a 15 mm admitindo que a estampagem se pode efectuar numa única fase, sem a utilização de encostador.

c) A distribuição de tensões radial e tangencial que actuam desde o ponto de transição entre a matriz e a zona cilíndrica e o extremo da aba, admitindo que a espessura da chapa é mantida constante por acção de um encostador e que a estampagem se pode efectuar numa única fase.

d) O comprimento aproximado da extremidade da aba onde a espessura é de facto mantida constante pela acção do encostador, admitindo que a estampagem se pode realizar numa única fase.

e) A potência máxima necessária à realização da operação de estampagem. Para a resolução deste alínea considere que a velocidade de actuação do cunho é constante e igual a 1 m/min.

Resolução

a) O cálculo da estampa plana não entra em linha de conta com a espessura da chapa e considera que as dimensões indicadas na figura anterior correspondem às dimensões da linha média da peça. Então, para proceder ao cálculo da estampa plana divide-se a peça final em cinco zonas distintas (ver figura 22.4); *AB* (zona do fundo da taça), *BC* (zona do canto do cunho), *CD* (zona cilíndrica), *DE* (zona do canto da matriz) e *FG* (zona da aba)[22].

$$A_{AB} = \pi r_B^2 = \pi\, 35^2 = 3848.45 \text{ mm}^2$$

$$A_{BC} = 2\pi (r_G)_{BC} (\alpha\, r_{cc}) = 2\pi (r_G)_{BC} l_{BC} = 2\pi \left(35 + \frac{2x5}{\pi}\right)\left(\frac{\pi}{2} x5\right) = 1884.1 \text{ mm}^2$$

$$A_{CD} = 2\pi r_D\, l_{CD} = 2\pi x40x17 = 4272.57 \text{ mm}^2$$

$$A_{DE} = 2\pi (r_G)_{DE} (\alpha\, r_{cm}) = 2\pi \left(40 + \left(3 - \frac{2x3}{\pi}\right)\right)\left(\frac{\pi}{2} x3\right) = 1216.6 \text{ mm}^2$$

$$A_{EF} = \pi\left(r_F^2 - r_E^2\right) = \pi\left(50^2 - 43^2\right) = 2045.18 \text{ mm}^2.$$

A área total da taça é igual à soma das áreas parcelares calculadas anteriormente,

$$A = A_{AB} + A_{BC} + A_{CD} + A_{DE} + A_{EF} \cong 13267 \text{ mm}^2$$

e, portanto, a estampa plana deverá ser um disco circular com as seguintes características geométricas (diâmetro e espessura),

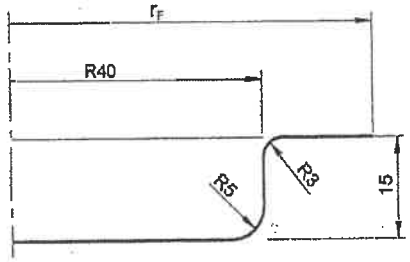
$$D_0 = 2 r_0 = \sqrt{\frac{4}{\pi} A} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \times 13267} = 129.9 \cong 130 \text{ mm} \quad \text{e,} \quad h_0 = 1.5 \text{ mm}$$

[22] A área das zonas *BC* e *DE* é calculada através do teorema de Pappus-Guldin que foi apresentado no § 22.10. A aplicação do teorema de Pappus-Guldin pode ser analisada na resolução do problema 22.4.

b) A peça pode ser fabricada numa única fase de estampagem, na medida em que,

$$m = \frac{r_c}{r_0} = \frac{40}{65} = 0.615 > M_1 = 0.53$$

Para determinar a espessura do extremo da aba para uma penetração do cunho igual a 15 mm tem de começar-se por determinar a geometria da estampa que corresponde a essa penetração do cunho.



O raio extremo da aba r_F será, nessa configuração, dado por,

$$r_F = \sqrt{\frac{\left[A + \pi r_E^2 - (A_{CD})_{15\,mm} - (A_{AB} + A_{BC} + A_{DE})\right]}{\pi}} =$$

$$= \sqrt{\frac{(13267 + \pi \times 43^2 - 2\pi \times 40 \times 7 - 6949.15)}{\pi}} = 57.45 \text{ mm}$$

Após ter sido determinada a geometria da estampa correspondente a uma profundidade de estampagem igual a 15 mm deverá proceder-se à caracterização do estado de tensão na extremidade da aba, (admite-se que o material é rígido-perfeitamente plástico),

$$\sigma_r = \sigma_z = 0 \qquad \sigma_\theta = -\sigma_\theta$$

Nestas condições, o estado de deformação da extremidade da aba será do tipo,

$$d\varepsilon_r = d\varepsilon_z > 0 \qquad d\varepsilon_\theta < 0$$

em que $d\varepsilon_\theta = -2\, d\varepsilon_z$ em virtude do material ser incompressível.

O resultado obtido permite calcular a espessura da chapa na extremidade da aba na configuração deformada correspondente a uma profundidade de estampagem igual a 15 mm através de,

$$\ln\left(\frac{2\pi r_F}{2\pi r_0}\right) = -2 \ln\left(\frac{h}{h_0}\right)$$

$$h = h_0 \left(\frac{r_F}{r_0}\right)^{-\frac{1}{2}} = 1.5 \times \left(\frac{57.45}{65}\right)^{\frac{1}{2}} = 1.596 \text{ mm}$$

Esta espessura corresponde a um acréscimo de cerca de 6 % em relação à espessura inicial da chapa.

c) A resolução desta alínea inicia-se com a determinação da força exercida pelo encostador no início da estampagem da aba (ver § 22.8.3),

$$F_{enc} = p_{enc}\, \pi \left(r_F^2 - r_E^2\right)$$
$$= 0.02 \times 210 \times \pi \times \left(65^2 - 43^2\right) = 31350.6 \text{ N} \cong 31.4 \text{ kN}$$

em que a pressão nominal de encosto, $p_{enc} = 0.02\sigma_{0.2}$ de acordo com o enunciado do problema.

Então, quando a profundidade de estampagem é igual a 15 mm desenvolve-se na extremidade da aba, por acção do encostador, uma tensão radial σ_r (ver equação (22.36)) igual a, (admite-se que a espessura da chapa é mantida constante pela acção do encostador que exerce uma força constante durante a totalidade da operação de estampagem),

$$(\sigma_r)_F = \frac{2\,\mu\, F_{enc}}{2\pi\, r_F\, h}$$
$$= \frac{2 \times 0.15 \times 31350.6}{2\pi \times 57.45 \times 1.5} = 17.4 \text{ MPa}$$

Por outro lado a tensão radial σ_r no ponto E da aba, devida exclusivamente à estampagem da aba, será dada por, (admite-se, tal como na alínea anterior, que o material é rígido-perfeitamente plástico),

$$(\sigma_r)_E = \sigma_\theta \ln\left(\frac{r_F}{r_E}\right) = 210 \times \ln\left(\frac{57.45}{43}\right) = 60.7 \text{ MPa}$$

Porém no ponto E da aba existem outras contribuições para o aumento da tensão radial, nomeadamente, o incremento devido à dobragem instantânea (ver equação (22.54) e figura 22.21)[23],

$$(\Delta\sigma_r)_E = \frac{\sigma_e\, h}{4\, r_{cm}}\left[1-\left(\frac{(\sigma_r)_E}{\sigma_e}\right)^2\right]$$

$$= \frac{210\times 1.5}{4\times 3}\left[1-\left(\frac{17.4+60.7}{210}\right)^2\right] = 22.6 \text{ MPa}$$

e o incremento devido ao atrito no canto da matriz (ver equação (22.43)),

$$(\Delta\sigma_r)_{atrito\_ED} = (\sigma_r)_E\,(e^{\mu\theta}-1)$$

$$= (17.4+60.7+22.6)\left(e^{0.15\times\frac{\pi}{2}}-1\right) = 26.7 \text{ MPa}$$

Admitindo de seguida que, em primeira aproximação, o canto da matriz é uma continuação da aba, pode estimar-se a tensão radial devido à estampagem da chapa na zona do canto da matriz, através de,

$$(\sigma_r)_D = \sigma_e \ln\left(\frac{r_E}{r_D}\right) = 210\times \ln\left(\frac{43}{40}\right) = 15.2 \text{ MPa}$$

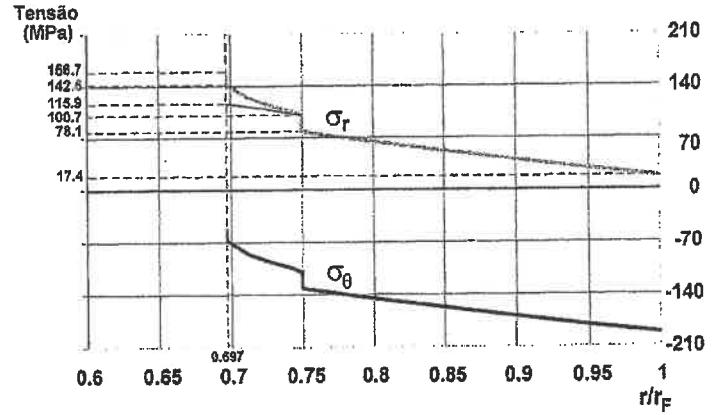
O acréscimo de tensão radial no ponto D devido à desdobragem instantânea será dado por,

$$(\Delta\sigma_r)_D = \frac{\sigma_e\, h}{4\, r_{cm}}\left[1-\left(\frac{(\sigma_r)_D}{\sigma_e}\right)^2\right]$$

$$= \frac{210\times 1.5}{4\times 3}\left[1-\left(\frac{17.4+60.7+22.6+15.2+26.7}{210}\right)^2\right] = 14.1 \text{ MPa}$$

[23] Na resolução desta alínea considera-se que a espessura da estampa permanece constante na totalidade da aba e do canto da matriz. Para uma informação mais rigorosa acerca da forma como a espessura varia ao longo da zona da aba sugere-se a consulta da alínea d) deste problema.

Em face do exposto pode-se proceder à representação gráfica da evolução das tensões desde o ponto de transição entre a matriz e a zona cónica até ao extremo da aba, obtendo-se,



d) Para obter uma estimativa do comprimento aproximado da extremidade da aba onde a espessura é mantida constante pela acção do encostador, recorre-se à utilização da equação (22.38), obtendo-se,

$$\Delta r = \frac{F_{anc}}{2\pi\, r_F\, \sigma_z} = \frac{F_{anc}}{2\pi\, r_F\, \left((\sigma_r)_F - \sigma_e\right)} = \frac{31350.6}{2\pi\times 65\times (210-17.4)} \cong 0.4 \text{ mm}$$

e) Para determinar a potência máxima à realização da operação de estampagem começa-se por calcular a força máxima de estampagem através da equação (22.95),

$$\left(\frac{r_c}{r_0}\right) = \frac{40}{65} = 0.615 \quad \Rightarrow \quad Q_f \cong 0.82$$

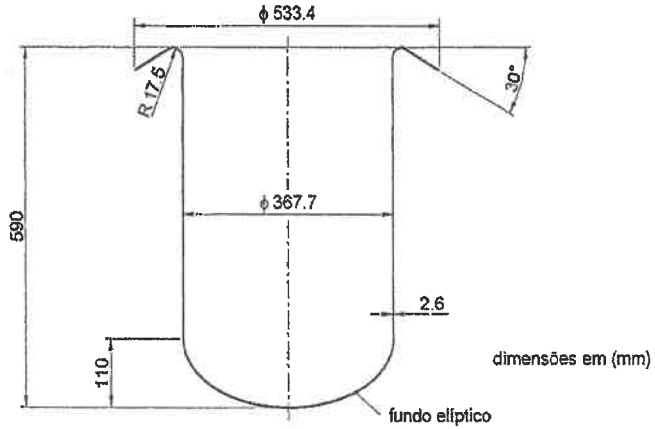
$$F_{max} = 2\pi\, r_c\, h\, \sigma_R\, Q_f = 2\pi\times 40\times 1.5\times 415\times 0.82 = 128\,290 \text{ N} \cong 128 \text{ kN}$$

Seguidamente, procede-se à determinação da potência máxima P_{max} multiplicando a força máxima pela velocidade de actuação da prensa (que se admite constante),

$$P_{max} = F_{max}\, v = 128290\times\frac{1}{60} = 2138.2 \text{ W} \cong 2.1 \text{ kW}$$

Problema 22.4

Pretende-se fabricar a peça que se encontra representada na figura por intermédio de um processo de estampagem cilíndrica.



O material a utilizar no fabrico da peça é um aço AISI 1010 com uma tensão de rotura $\sigma_R = 325\ N/mm^2$, que se admite possuir os seguintes coeficientes limite de estampagem;

Fase	Estampagem directa	Estampagem inversa
1	M_1=0.54	M_1=0.54
2	M_2=0.75	M_2=0.68
3	M_3=0.85	M_3=0.78

Nestas condições:

a) Proceda ao cálculo da estampa plana.

b) Determine o número de fases intermédias.

c) Calcule a profundidade de estampagem para cada uma das fases intermédias.

d) Proceda à caracterização geométrica dos principais elementos activos da ferramenta de estampagem.

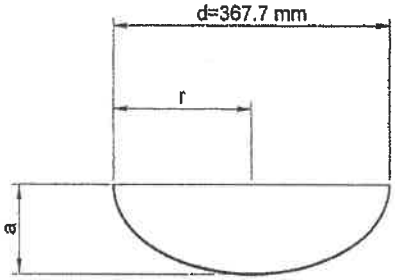
e) Apresente uma estimativa da força máxima de estampagem para cada uma das fases e indique qual o valor recomendado para a força a aplicar pelo encostador durante a 2ª fase de estampagem.

f) Apresente um esquema de funcionamento da ferramenta.

Resolução

a) O cálculo da estampa plana não entra em linha de conta com a espessura da chapa e considera que as dimensões indicadas na figura anterior correspondem às dimensões da linha média da peça. Então, para proceder ao cálculo da estampa plana divide-se a peça final em quatro zonas distintas; a zona do fundo, a zona cilíndrica, a zona dos cantos e a zona das abas.

Zona do fundo



A área do fundo elíptico A_{fundo} é calculada através de,

$$A_{fundo} = 4.45 \times a\sqrt{a^2 + r^2} =$$

$$= 4.45 \times 110 \times \sqrt{110^2 + \left(\frac{367.7}{2}\right)^2} = 104\,872.8\ mm^2$$

Zona cilíndrica

A área da zona cilíndrica é igual a,

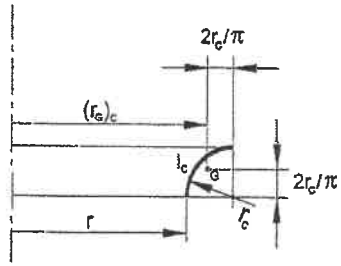
$$A_{cilíndrica} = 2\pi r l_{cil}$$

$$= 2\pi \left(\frac{367.7}{2}\right) \times 462.5 = 534\,262.7\ mm^2$$

em que os símbolos r e l_{cil} representam o raio médio e a altura da zona cilíndrica da peça.

Zona dos cantos

A área da zona dos cantos é determinada através do teorema de Pappus-Guldin (ver § 22.10), obtendo-se,



$$l_c = \frac{\pi r_c}{2} = \frac{\pi \times 17.5}{2} = 27.49 \text{ mm}$$

$$(r_G)_a = r + r_c - \frac{2r_c}{\pi} = \frac{367.7}{2} + 17.5 - \frac{2 \times 17.5}{\pi} = 190.21 \text{ mm}$$

$$A_{cantos} = 2\pi (r_G)_a \, l_c = 2\pi \times 190.21 \times 27.49 = 32853.9 \text{ mm}^2$$

Zona das abas

A área da zona das abas é calculada através de uma metodologia semelhante à que foi utilizada para a zona dos cantos, obtendo-se,

$$l_a = 75.46 \text{ mm} \qquad (r_G)_a = 234.03 \text{ mm}$$

$$A_{abas} = 2\pi (r_G)_a \, l_a = 2\pi \times 234.03 \times 75.46 = 110960.4 \text{ mm}^2$$

Em face do exposto a área total da peça é igual à soma das áreas parcelares calculadas anteriormente,

$$A = A_{fundo} + A_{cilíndrica} + A_{cantos} + A_{abas} = 782949.8 \text{ mm}^2$$

e a estampa plana deverá ser um disco circular com as seguintes características geométricas (diâmetro e espessura),

$$D_0 = \sqrt{\frac{4}{\pi} A} = \sqrt{\frac{4}{\pi} \times 782949.8} = 998.4 \text{ mm} \text{ e, } h_0 = 2.6 \text{ mm}$$

b) Para determinar o número de operações necessárias à estampagem da peça, consideram-se os dois métodos de estampagem analisados no decurso do § 22.12; (i) estampagem directa e (ii) estampagem inversa. Os coeficientes de estampagem a utilizar para cada um dos métodos são fornecidos no enunciado do problema.

Estampagem directa

O número de fases intermédias que se revelam necessárias ao fabrico da peça utilizando estampagem directa é determinado através de:

1ª Fase:
$d_1 = m_1 D_0 = 0.54 \times 998.4 = 539.1 \text{ mm}$

2ª Fase:
$d_2 = m_2 d_1 = 0.75 \times 539.1 = 404.3 \text{ mm}$

3ª Fase:
$d_3 = m_3 d_2 = 0.84 \times 404.3 = 339.6 \text{ mm} < 367.7 \text{ mm}$

O fabrico da peça envolverá 3 fases de estampagem.

Estampagem inversa

Procedendo de forma análoga, obtém-se,

1ª Fase:
$d_1 = m_1 D_0 = 0.54 \times 998.4 = 539.1 \text{ mm}$

2ª Fase:
$d_2 = m_2 d_1 = 0.68 \times 539.1 = 366.6 \text{ mm} < 367.7 \text{ mm}$

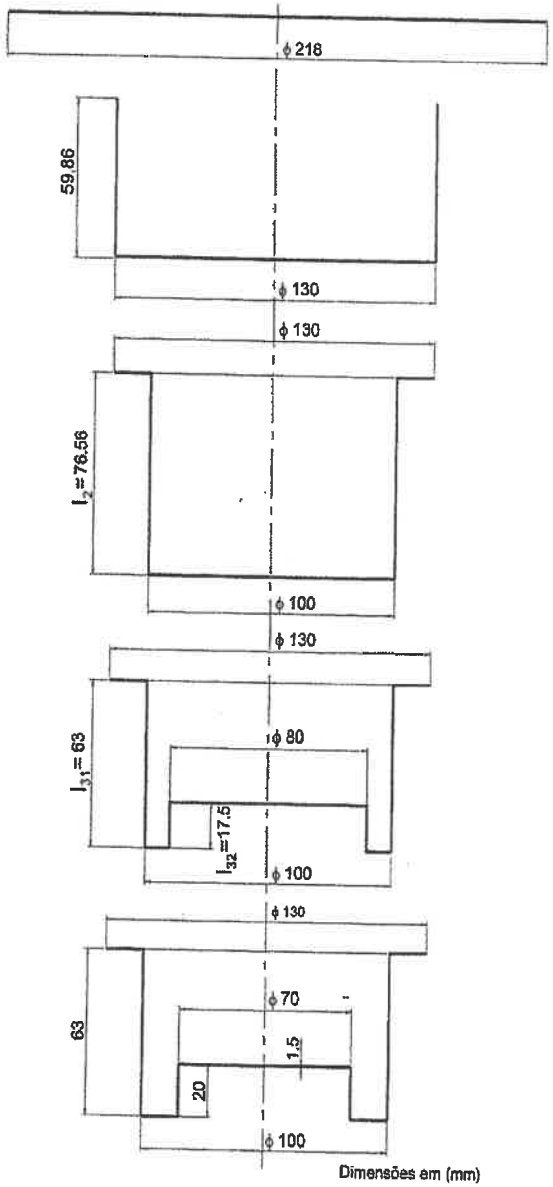
Daqui se conclui que a utilização de estampagem inversa será vantajosa na medida em que apenas envolve duas fases. Nestas condições, a continuação da resolução do problema vai ser efectuada exclusivamente com base na utilização de estampagem inversa.

c) O processo de fabrico por estampagem inversa desenvolve-se em duas fases distintas[25].

1ª Fase

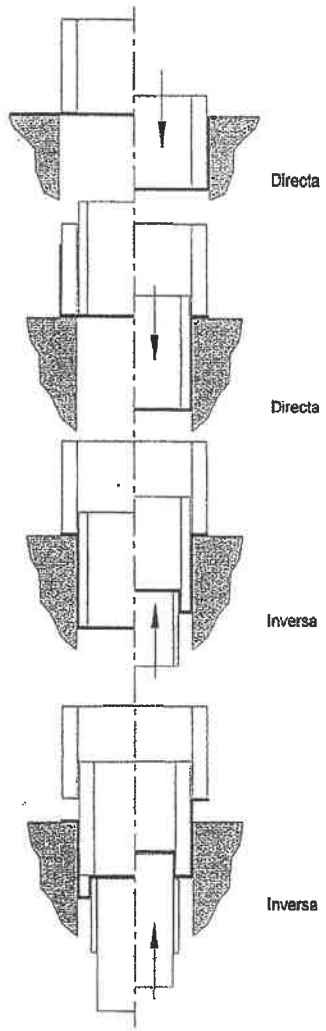
A geometria final da peça determina que a taça obtida durante a 1ª fase de estampagem tenha uma geometria análoga à que se encontra representada na figura da página seguinte.

[25] No cálculo das diferentes fases de estampagem desprezam-se os raios de concordância da taça.



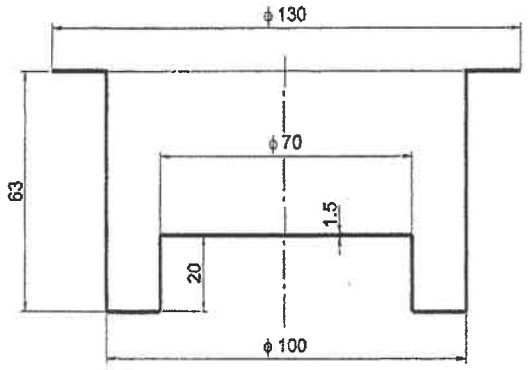
Dimensões em (mm)

d) A figura seguinte apresenta um esboço do processo de fabrico envolvendo duas estampagens directas e uma estampagem inversa (desprezam-se os raios de concordância à semelhança do que tem vindo a ser efectuado nas alíneas anteriores).



Problema 22.3

Pretende-se fabricar por estampagem a taça cilíndrica que se encontra representada na figura (desprezam-se os raios de concordância para simplificar os cálculos que irão ser efectuados no decurso do problema).



Dimensões em (mm)

O material utilizado é um aço para estampagem profunda, com os seguintes coeficientes limite de estampagem; $M_1 = 0.6$ e $M_2 = M_3 = ... = 0.8$. Nestas condições:

a) Proceda ao cálculo da estampa plana.

b) Determine o número de fases necessárias para fabricar a peça.

c) Esboce a geometria da estampa em cada uma das fases intermédias.

d) Apresente um esboço do processo de fabrico da peça.

Resolução

a) O cálculo da estampa plana não entra em linha de conta com a espessura da chapa e considera que as dimensões indicadas na figura anterior correspondem às dimensões da linha média. O diâmetro inicial D_0 da estampa plana obtém-se através da igualdade entre a área da estampa plana e a área da peça final,

$$\frac{\pi D_0^2}{4} = \frac{\pi}{4}(130^2 - 100^2) + \frac{\pi}{4}(100^2 - 70^2) + \frac{\pi}{4} \times 70^2 + \pi \times 100 \times 63 + \pi \times 70 \times 20 \quad \Rightarrow \quad D_0 \cong 218 \text{ mm}$$

b) O número de fases necessárias ao fabrico da peça é determinado através de:

1ª Fase:

$d_1 = m_1 D_0 = 0.6 \times 218 = 130.8 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_1 = 130 \text{ mm}$

2ª Fase:

$d_2 = m_2 d_1 = 0.8 \times 130 = 104 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_2 = 100 \text{ mm}$

3ª Fase:

$d_3 = m_3 d_2 = 0.8 \times 100 = 80 \text{ mm} \quad \Rightarrow \quad d_3 = 80 \text{ mm}$ [24]

4ª Fase:

$d_4 = m_4 d_3 = 0.8 \times 80 = 64 \text{ mm} < 70 \text{ mm}$

c) A figura que se encontra representada na página seguinte fornece um esboço da geometria da estampa para cada uma das fases intermédias. Algumas das dimensões que estão indicadas na figura resultam directamente da alínea b), enquanto que outras são estabelecidas a partir da conservação de área. Exemplifica-se o procedimento utilizado para as dimensões l_2, l_{31} e l_{32} que se encontram assinaladas na figura.

Cálculo de l_2:

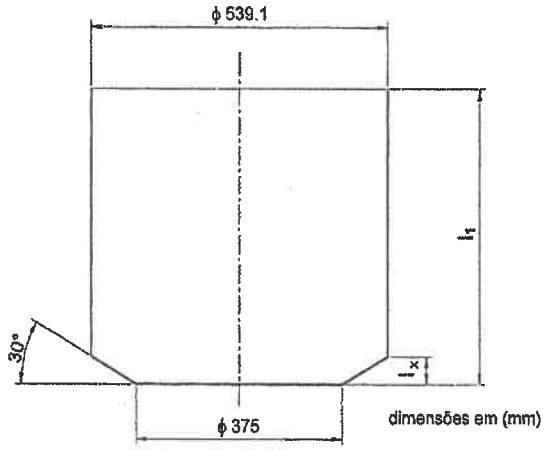
$$\frac{\pi \times 218^2}{4} = \frac{\pi}{4} \times (130^2 - 100^2) + \frac{\pi}{4} \times 100^2 + \pi \times 100 \times l_2 \quad \Rightarrow \quad l_2 = 76.56 \text{ mm}$$

Cálculo de l_{31} e l_{32}:

A dimensão l_{32} foi estabelecida de maneira a que na 4ª fase de estampagem apenas se tenha que reduzir o diâmetro interior da estampa de 80 mm para 70 mm. Para atingir tal objectivo, fixou-se o valor da cota l_{31} igual ao valor da altura final da peça, $l_{31} = 63$ mm. Em face destas opções de projecto e por comparação entre as 3ª e a 4ª fases de estampagem, pode-se calcular o valor da cota l_{32} através da seguinte igualdade,

$$\pi \times 70 \times 20 = \pi \times 80 \times l_{32} \quad \Rightarrow \quad l_{32} = 17.5 \text{ mm}$$

[24] Nesta fase não é admissível fazer-se o diâmetro igual a 70 mm pois tal procedimento envolveria uma relação de estampagem bastante inferior a 0.8.



A profundidade de estampagem l_1 obtém-se por conservação de área da estampa plana, obtendo-se,

$$A_{fase1} = A_0 = \frac{\pi D_0^2}{4} \Rightarrow l_x = 47.37 \text{ mm e, } l_1 = 364.13 \text{ mm}$$

2ª Fase

Na 2ª fase de estampagem as dimensões da taça terão que ser iguais às da peça que se pretende fabricar.

d) As dimensões dos cunhos, das matrizes e do encostador da 2ª fase de estampagem encontram-se representadas na figura que está incluída na página seguinte. Interessa salientar que o raio do canto e o valor do ângulo de inclinação do cunho da 1ª fase são condicionados pelas dimensões finais da peça e que o interior do cunho da 1ª fase vai ser a matriz da 2º fase.

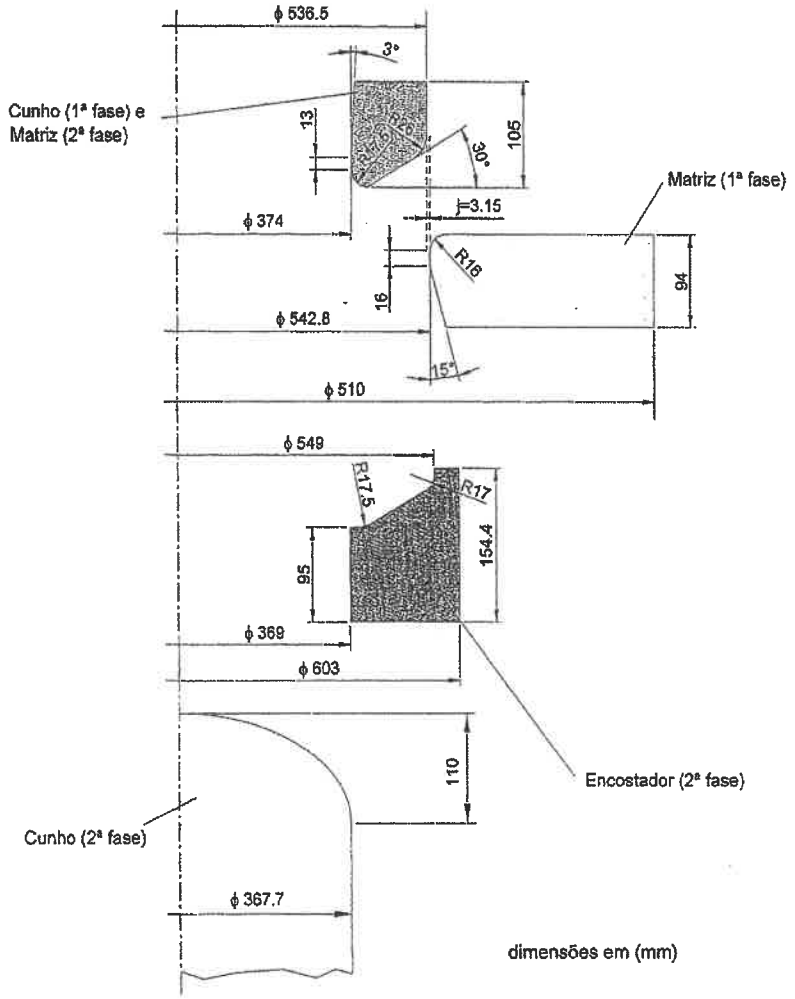
O raio do canto da matriz da 1ª fase, r_{cm}, foi estabelecido com base na regra de projecto que tinha sido aconselhada no § 22.8.5,

$$r_{cm} = 6 - 10 \times h \Rightarrow r_{cm} = 16 \text{ mm}$$

A folga radial j entre o cunho e matriz poderia ter sido igualmente estabelecida em conformidade com as recomendações fornecidas no § 22.8.4. Contudo, adoptou-se uma

folga igual para a 1ª e 2ª fases de estampagem que foi calculada a partir da seguinte expressão empírica,

$$j = 1.2 \times h = 1.2 \times 2.6 = 3.12 \text{ mm} \Rightarrow j = 3.15 \text{ mm}$$



e) A força máxima de estampagem pode ser calculada por intermédio da equação (22.95) do § 22.9,

$$F_{max} = 2\pi r_{i+1} h \sigma_R Q_f$$

em que r_{i+1} é o raio médio da parede da taça na fase i, h é a espessura da estampa, σ_R é a tensão de rotura do material e Q_f é um factor correctivo que depende da relação de estampagem, r_{i+1}/r_i $(i = 0, 1)$.

Fase	r_i (mm)	r_{i+1} (mm)	r_{i+1}/r_i	Q_f	F_{max} (kN)
1	499.2	269.55	0.54	1	1431
2	269.55	183.85	0.68	0.65	634

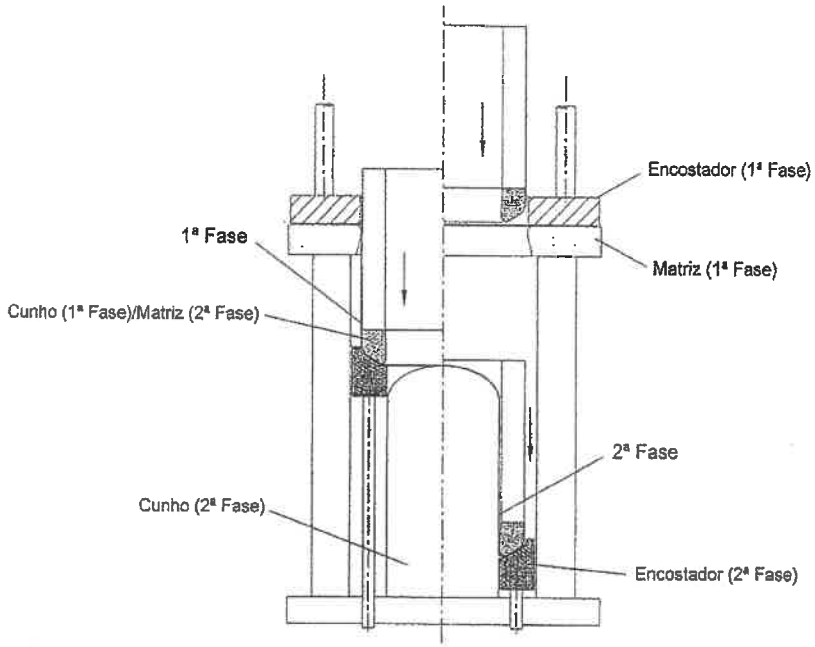
A força máxima que deverá ser aplicada pelo encostador na 2ª fase de estampagem pode ser estabelecida a partir do valor da pressão nominal de encosto p_{enc} que se encontra disponível na tabela 22.IV. Como o aço AISI 1010 tem um baixo teor em carbono (aproximadamente igual a 0.10%) então $p_{enc} = 3.4\ \text{N/mm}^2$. Nestas condições o valor recomendado para a força do encostador deverá ser igual a,

$$F_{enc} = p_{enc} A_{enc}$$
$$= 3.4 \times 116\,204.5 = 395\,095\ \text{N} \cong 395\ \text{kN}$$

O símbolo A_{enc} representa a área da chapa onde se exerce a pressão do encostador. No caso do encostador da 2ª fase de estampagem calculou-se o valor de A_{enc} a partir da área projectada (ver figura anterior),

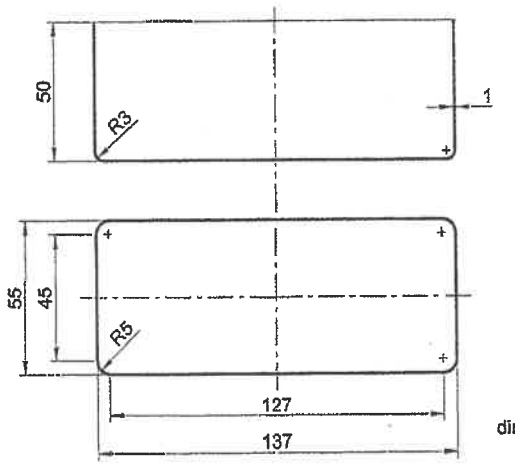
$$A_{enc} = \frac{\pi}{4}\left(536.5^2 - 374^2\right) = 116\,204.5\ \text{mm}^2$$

f) A figura que se encontra disponível na página seguinte apresenta um esboço do princípio de funcionamento da ferramenta em que se procuram assinalar as posições que vão sendo ocupadas pela estampa e pelos componentes activos da ferramenta durante o processo de fabrico.



Problema 22.5

Pretende-se fabricar por estampagem a peça rectangular que se encontra representada na figura.



dimensões em (mm)

O material da peça é um aço para estampagem com as seguintes características mecânicas; $\sigma_R = 420$ MPa e, $\sigma = 630\,\varepsilon^{0.258}$ MPa. A estampagem é lubrificada sendo o coeficiente de atrito entre a chapa e as ferramentas $\mu = 0.15$.

a) Calcule a estampa plana teórica.

b) Proponha uma correcção à estampa plana teórica de maneira a minimizar as descontinuidades geométricas entre os cantos e os lados da peça estampada.

c) Determine o número de fases indispensáveis para realizar a estampagem da peça.

d) Indique a altura da estampa após ter sido realizada a 1ª fase de estampagem.

e) Calcule a força que deverá ser exercida pelo encostador. Admita que o raio do canto da matriz $r_{cm} = 3$ mm.

f) Calcule a força máxima de estampagem.

g) Calcule o trabalho necessário à operação de estampagem.

Resolução

a) Conforme foi referido no § 22.13 os quatro cantos da peça rectangular formam um cilindro imaginário de raio r que possui um raio de concordância r_{cc} entre a parede lateral e o fundo. O raio r_0 do planificado da zona dos cantos é calculado através de,

$$r_0 = r_0' \times Q_r$$

em que r_0' é o valor teórico do raio do planificado e Q_r é um factor correctivo proposto pela AWF[26]. Estas quantidades são obtidas por intermédio das seguintes expressões,

$$r_0' = \sqrt{(r - r_{cc})^2 + 2r(l - r_{cc}) + \pi r_{cc}(r - 0.35\,r_{cc})} =$$

$$= \sqrt{(5-3)^2 + 2\times 5\times(50-3) + \pi\times 3\times(5 - 0.35\times 3)} = 22.61\,\text{mm}$$

$$Q_r = \left[0.074\left(\frac{r_0'}{2r}\right)^2 + 0.982\right] = \left[0.074\times\left(\frac{22.61}{2\times 5}\right)^2 + 0.982\right] = 1.360$$

e, portanto, o raio r_0 do planificado da zona dos cantos é igual a,

$$r_0 = r_0' \cdot Q_r = 22.61\times 1.360 = 30.75\ \text{mm}$$

As zonas laterais da peça rectangular são compostas por três superfícies; duas planas e uma curva que possui um raio de concordância igual a r_{cc}. As dimensões l_a e l_b do planificado das zonas laterais são calculadas através de,

$$l_a = l_s - \left(0.785\left(Q_r^2 - 1\right)\frac{r_0'^2}{a}\right) \qquad l_b = l_s - \left(0.785\left(Q_r^2 - 1\right)\frac{r_0'^2}{b}\right)$$

em que Q_r é o factor correctivo que foi referido anteriormente e l_s é o valor teórico da dimensão do planificado dos lados a e b. A dimensão l_s pode ser calculada através de,

$$l_s = l - r_{cc} - h + \left(\frac{(r_{cc} + 0.5h)\pi}{2}\right) = 50 - 3 - 1 + \left(\frac{(3 + 0.5\times 1)\times\pi}{2}\right) = 51.50\ \text{mm}$$

Na expressão anterior os símbolos l e h representam a altura e a espessura da peça rectangular, respectivamente.

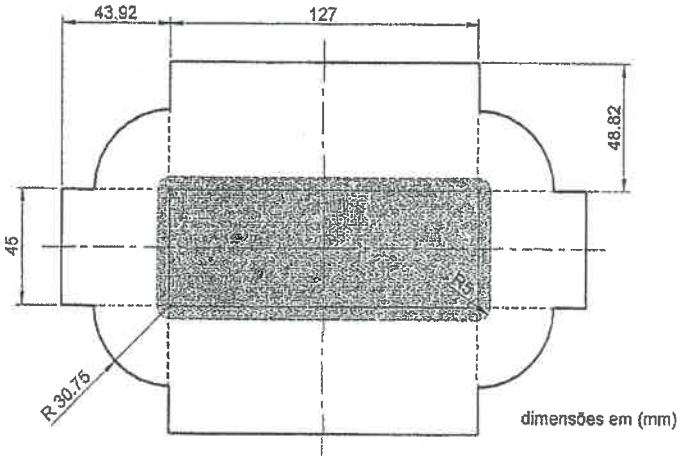
[26] AWF 5791.

Nestas condições, as dimensões l_a e l_b do planificado das zonas laterais valem,

$$l_a = 51.50 - \left(0.785 \times \left(1.360^2 - 1\right) \times \frac{22.61^2}{127}\right) = 48.82 \text{ mm}$$

$$l_b = 51.50 - \left(0.785 \times \left(1.360^2 - 1\right) \times \frac{22.61^2}{45}\right) = 43.92 \text{ mm}$$

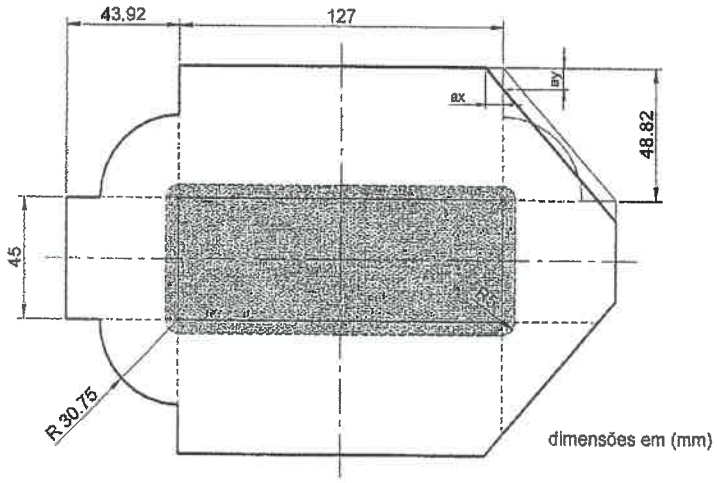
A figura seguinte apresenta a estampa plana teórica correspondente ao planificado da peça rectangular (a zona colorida a cinzento indica a região da estampa que permanece plana após estampagem).



b) A resolução desta alínea é efectuada em conformidade com o procedimento descrito no § 22.13.2. Efectuando a verificação através da equação (22.109),

$$\frac{\pi r_0^2}{4} = \frac{\pi \times 30.75^2}{4} \quad < \quad \frac{1}{2}(l_a \times l_b) = \frac{1}{2} \times (48.82 \times 43.92)$$

conclui-se que a correcção da estampa plana pode ser efectuada por intermédio de um traçado simples que consiste em substituir os cantos arredondados da estampa plana teórica por triângulos. A figura seguinte apresenta uma comparação entre a estampa plana teórica (representada na metade esquerda) e a estampa plana corrigida (representada na metade direita).



c) Tendo em consideração o que foi referido no § 22.13.4 acerca do coeficiente de estampagem de peças rectangulares e após constatar que relação de estampagem m correspondente à estampagem cilíndrica dos lados é muito pequena (ver tabela 22.I),

$$m = \frac{r}{r_0} = \frac{5}{30.75} = 0.163 \ll M_1$$

conclui-se que se trata dum processo de estampagem rectangular múltipla envolvendo a realização de fases intermédias. Então, seleccionando um 'sistema de estampagem recto', em que as paredes das estampas intermédias não apresentam curvatura, pode-se estimar o número de fases indispensáveis ao fabrico da peça através do seguinte procedimento (ver tabela 22.XVI);

1ª Fase:

$r_1 = 1.2 M_R r_0 = 1.2 \times 0.37 \times 30.75 = 13.65 \text{ mm} \Rightarrow r_1 = 14 \text{ mm}$

2ª Fase:

$r_2 = 0.6\ r_1 = 0.60 \times 14 = 8.4\ mm \Rightarrow r_2 = 8.5\ mm$

3ª Fase:

$r_3 = 0.6\ r_2 = 0.60 \times 8.5 = 5.1\ \text{mm} \Rightarrow r_3 = 5 \text{ mm}$

Em face do exposto, o fabrico da peça rectangular necessitará de três fases intermédias de estampagem.

d) Para obter uma caracterização geométrica completa da estampa após concluída a 1ª fase de estampagem falta determinar a altura da estampa l_1 no final desta operação. Este objectivo é alcançado através da igualdade entre a área da estampa plana e a área do cilindro imaginário que é formado pelos quatro cantos da peça rectangular, obtendo-se,

$$r_0 = \sqrt{(r_1 - r_{ce})^2 + 2r_1(l_1 - r_{ce}) + \pi r_{ce}(r_1 - 0.35 r_{ce})}$$

Nestas condições, a altura l_1 da estampa no final da 1ª fase de estampagem é igual a,

$$l_1 = \frac{r_0^2 - (r_1 - r_{ce})^2 + 2r_1 r_{ce} - \pi r_{ce}(r_1 - 0.35 r_{ce})}{2r_1} =$$

$$\frac{30.75^2 - (14-3)^2 + 2\times 14\times 3 - \pi\times 3\times(14 - 0.35\times 3)}{2\times 14} \cong 22 \text{ mm}$$

e) Para calcular a força a exercer pelo encostador é necessário obter uma estimativa da pressão nominal de encosto p_{enc} por consulta da tabela 22.IV ou através da expressão proposta por Dietrich,

$$p_{enc} = \left[\left(\frac{1}{m_1} - 1\right)^2 + \frac{r_1}{100h}\right]\frac{\sigma_R}{400} = \left[\left(\frac{1}{\frac{14}{30.75}} - 1\right)^2 + \frac{14}{100\times 1}\right]\times\frac{420}{400} = 1.65 \text{ MPa}$$

A força total a exercer pelo encostador F_{enc} determina-se somando a força parcial aplicada nos cantos, $(F_{enc})_c$, (utiliza-se a área real de encosto retirando para tal a área projectada correspondente ao raio do canto da matriz),

$$(F_{enc})_c = p_{enc}\left[\pi\left(r_0^2 - (r_1 + r_{cm} + h)^2\right)\right] =$$
$$= 1.65\times\left[\pi\times\left(30.75^2 - (14 + 3 + 1)^2\right)\right] = 3221.9 \text{ N} \cong 3.2 \text{ kN}$$

com a força parcial $(F_{enc})_l$ aplicada nos lados,

$$(F_{enc})_l = 2p_{enc}[a+b]\left(\frac{l_a + l_b}{2} - r_{ce} - r_{cm} - h\right) =$$
$$= 2\times 1.65\times[127 + 45]\times\left(\frac{48.82 + 43.92}{2} - 5 - 3 - 1\right) = 21211.2 \text{ N} \cong 21.2 \text{ kN}$$

obtendo-se,

$$F_{enc} = (F_{enc})_c + (F_{enc})_l = 3.2 + 21.2 = 24.4 \text{ kN}$$

f) A força máxima que deverá ser aplicada pelo cunho durante a 1ª fase de estampagem pode ser estimada de uma forma rápida por intermédio da equação (22.116), obtendo-se,

$$(F_{max})_1 = 1.6\,\sigma_R\,h\,(a + b + 2r_1) =$$
$$= 1.6\times 420\times 1\times(127 + 45 + 2\times 14) = 134\,400 \text{ N} \cong 134 \text{ kN}$$

Porém, esta estimativa pode ser substancialmente melhorada utilizando o procedimento proposto por Dietrich e que se passa a apresentar:

1) Obtenção da extensão no instante em que a força é máxima e no final da operação de estampagem, através das seguintes expressões,

$$\varepsilon_0 = \ln\sqrt{0.2\left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2 + 0.8} = \ln\sqrt{0.2\times\left(\frac{30.75}{14}\right)^2 + 0.8} = 0.284$$

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{\left(\frac{r_0}{r_1}\right)}{\sqrt{0.8\left(\frac{r_0}{r_1}\right)^2 + 0.2}}\right) = \ln\left(\frac{\left(\frac{30.75}{14}\right)}{\sqrt{0.8\left(\frac{30.75}{14}\right)^2 + 0.2}}\right) = 0.086$$

Estas equações baseiam-se no pressuposto que força de estampagem é máxima após ter sido percorrido cerca de 20% da profundidade total de estampagem.

2) Determinação do valor médio de tensão σ_{unif} durante a operação de estampagem (ver *Capítulo 6*), através da relação tensão-extensão do material $\sigma = 630\,\varepsilon^{0.258}$ MPa e dos valores de extensão calculados anteriormente,

$$\sigma_0 = 630\times 0.284^{0.258} = 455.3 \text{ MPa}$$
$$\sigma_1 = 630\times 0.086^{0.258} = 334.5 \text{ MPa}$$
$$\sigma_{unif} = \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2} = 394.9 \text{ MPa}$$

3) Cálculo da força máxima de estampagem $F_{máx}$ procedendo a uma subdivisão entre as forças necessárias para estampar os cantos e para 'dobrar' os lados, respectivamente.
A estampagem dos cantos é calculada com base numa expressão de natureza empírica que faz intervir de uma forma explícita o efeito do atrito nas ferramentas, da força exercida pelo encostador e da dobragem sobre o canto da matriz[27].

$$(F_{max})_c = 2\pi r_1 h\left[e^{\frac{\mu\pi}{2}}\cdot\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\sigma_{uni}\cdot\ln\left(\frac{r_0}{r_1}\right)+\frac{2\mu\cdot(F_{enc})_c}{2\pi r_1 h}\right)+\sigma_0\frac{h}{2r_{cm}}\right]=$$

$$=2\pi\times14\times1\times\left[e^{\frac{0.15\pi}{2}}\cdot\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\times394.9\times\ln\left(\frac{30.75}{14}\right)+\frac{2\times0.15\times3221.9}{2\pi\times14\times1}\right)+455.3\times\frac{1}{2\times3}\right]=$$

$$=47\,844.5\ \text{N}\cong 48\ \text{kN}$$

A força necessária para 'dobrar' os lados calcula-se através da seguinte expressão,

$$(F_{max})_l = 2(F_{enc})_l\cdot\mu(1+1.6\mu)+\frac{0.5Lh}{\frac{2r_{cm}}{h}+1}Q_l\,\sigma_R\,(2+1.6\mu)$$

$$L=2(a+b)\qquad Q_l=1.64+0.18\times\log\left(\frac{h}{r_{cm}}\right)$$

obtendo-se,

$$(F_{max})_l=2\times21211.2\times0.15\times(1+1.6\times0.15)$$
$$+\frac{0.5\times344\times1}{\frac{2\times3}{1}+1}1.554\times420\times(2+1.6\times0.15)=43814.1\ \text{N}\cong 44\ \text{kN}$$

$$L=2\times(127+45)=344\ \text{mm}\qquad Q_l=1.64+0.18\times\log\left(\frac{1}{3}\right)=1.554$$

A força máxima de estampagem poderá então ser obtida através da soma das duas parcelas anteriores,

$$F_{max}=(F_{max})_c+(F_{max})_l=48+44=92\ \text{kN}$$

[27] Esta expressão também pode ser utilizada para estampagens cilíndricas em alternativa às expressões que foram indicadas no § 22.9

Em conclusão, interessa salientar que a estimativa da força máxima de estampagem obtida através da aplicação do procedimento proposto por Dietrich é cerca de 30% inferior ao resultado majorado que é fornecido por intermédio da expressão (22.116).

g) O trabalho W necessário à operação de estampagem pode ser calculado a partir da equação (22.97), (ver § 22.9), obtendo-se

$$W=Q_W\,F_{max}\,l_1=0.7\times92000\times22\times10^{-3}=1416.8\ \text{J}$$

em que l_1 é altura da estampa no final da 1ª fase de estampagem.

Problema 22.6

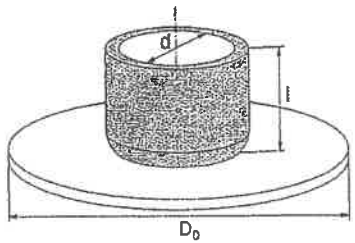
Na estampagem rectangular é frequente utilizar-se a relação l/d entre a altura l, e o diâmetro d, correspondente à estampagem cilíndrica dos cantos para verificar se uma peça pode ser estampada numa única operação. Alguns autores chegam inclusivé a indicar um valor máximo admissível $(l/d)_{max} = 5 \sim 6$ como valor limite para concluir acerca da necessidade de realizar estampagem múltipla. Nestas condições:

a) Estabeleça a correlação entre a relação l/d e a relação de estampagem convencional m que foi utilizada ao longo deste capítulo.

b) Proceda a uma comparação entre os valores aconselhados para l/d e os que são habitualmente indicados para m. Comente os resultados obtidos.

Resolução

a) Na estampagem cilíndrica a relação de estampagem $m = d/D_0$ é definida através do quociente entre o diâmetro da taça, d, e o diâmetro da estampa plana, D_0 (ver figura).



Para estabelecer a correlação entre a relação de estampagem $m = m_R$ e a relação l/d que é utilizada por alguns autores na análise da estampagem rectangular, procede-se a uma igualdade de áreas entre a estampa plana e a taça que se encontram representadas na figura, (por questões de simplificação despreza-se o valor do raio do canto do cunho r_{cc}),

$$\frac{\pi D_0^2}{4} = \frac{\pi d^2}{4} + \pi d l$$

Resolvendo a equação anterior em ordem a l/d obtém-se o resultado pretendido,

$$\frac{l}{d} = \frac{1}{4}\left[\left(\frac{D_0}{d}\right)^2 - 1\right] = \frac{1}{4}\left[\left(\frac{1}{m}\right)^2 - 1\right]$$

b) A tabela seguinte apresenta valores máximos admissíveis para a relação (l/d) em função do raio r do canto de uma peça rectangular.

r (mm)	$\frac{l}{d}$ (Verhey)	$\frac{l}{d}$ (Jones)
0 – 4.5	8	5.5 - 10
4.5 -9	7	4 - 8
9 -12	6	4 -5.3
12 - 18	5	3 - 4

A primeira conclusão que pode ser retirada a partir dos valores incluídos na tabela é que o limite de enformabilidade indicado no enunciado do problema

$$\left(\frac{l}{d}\right)_{max} < 5 \sim 6$$

está conforme com a generalidade dos valores indicados na tabela.

A segunda conclusão resulta da conversão dos valores máximos admissíveis da relação l/d para valores da relação de estampagem convencional $m = d/D_0$ por intermédio da equação que foi obtida na alínea anterior. De facto, pode concluir-se que os valores máximos recomendados para a estampagem rectangular são cerca de 50% inferiores aos da estampagem cilíndrica. Esta redução é tanto mais acentuada quanto mais baixo for o valor do raio de curvatura r do canto e/ou mais baixo for o comprimento do lado menor da peça.

A maior facilidade de realização da estampagem rectangular resulta da contribuição adicional das forças transmitidas pelos lados para a estampagem dos cantos. Compreende-se, desta forma, que quanto menor for o valor do raio r tanto maior, proporcionalmente, será a influência da contribuição dos lados e, por outro lado, quanto menor for a dimensão b dos lados (admitindo que $b < a$, ver figura 22.70) tanto menor será a força transmitida para a estampagem dos cantos (no limite a força máxima seria $\sigma_e bh$). Observe-se a este propósito, que no caso extremo do comprimento $b = 0$, a estampagem ficaria reduzida a uma estampagem cilíndrica e, portanto, não existiria qualquer benefício da acção dos lados sobre os cantos.

Problema 22.7

O presente capítulo procedeu à análise da estampagem cilíndrica por intermédio da teoria de membrana aplicada a cascas de revolução. Para tal, foram introduzidas algumas hipóteses simplificativas das quais se destacam, a condição de tensão plana na direcção da espessura da chapa e a suposição que o material teria um comportamento rígido-perfeitamente plástico (isto é, não apresentava encruamento).

A não contabilização do encruamento determinou, por exemplo, que durante a dedução das expressões utilizadas no cálculo da força e do trabalho de estampagem tivessem que ser introduzidos factores correctivos de natureza semi-empírica.

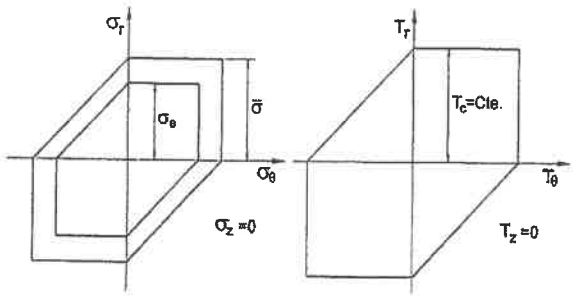
Para ultrapassar esta situação alguns autores sugerem que o encruamento deva ser incluído nas equações gerais de equilíbrio para cascas de revolução (ver § 22.3) por intermédio de um artifício que consiste na utilização de uma quantidade $T = \sigma h$ que deverá permanecer constante durante a totalidade da operação. Esta quantidade possui o significado físico de uma força por unidade de comprimento e a sua utilização encontra fundamentação física no facto do encruamento do material tender a compensar a redução de espessura da chapa. Nestas condições:

a) Proceda à dedução da forma modificada das equações gerais de equilíbrio para cascas de revolução que resultam da introdução da quantidade T.

b) Aplique a forma modificada das equações gerais de equilíbrio que foram deduzidas na alínea anterior à região da aba no decorrer da 2ª fase de estampagem. Considere que não existe encostador.

Resolução

a) A representação do critério de plasticidade de Tresca no espaço das tensões principais e no espaço das quantidades T principais ajuda a compreender a natureza da aproximação que irá ser efectuada ao longo deste problema.



De facto, conforme se pode observar pela análise da figura anterior, a introdução da quantidade T permite evitar a expansão da superfície limite de elasticidade que decorre do encruamento do material da chapa.

A dedução da forma modificada das equações gerais de equilíbrio para cascas de revolução irá ser efectuada em conformidade com o que havia sido realizado no § 22.3.

Equação de equilíbrio na direcção da espessura

A forma modificada da equação (22.1) de equilíbrio na direcção da espessura (direcção da intersecção dos planos π e π_s da figura 22.6) que resulta da introdução de uma quantidade, $T = \sigma h$, pode ser escrita da forma a seguir indicada,

$$\sigma_z\, r\, d\theta\, r_1\, d\alpha + 2\, T_r\, r\, d\theta \frac{d\alpha}{2} + 2\, T_\theta\, r_1\, d\alpha \frac{d\theta}{2} \cos\alpha = 0$$

Tendo em consideração que $r_2 = r/\cos\alpha$, chega-se à equação de equilíbrio na direcção da espessura,

$$\sigma_z + \frac{T_r}{r_1} + \frac{T_\theta}{r_2} = 0$$

Equação de equilíbrio na direcção radial

A forma modificada da equação (22.3) de equilíbrio na direcção radial (direcção normal a π_s da figura 22.6) que resulta da introdução de uma quantidade, $T = \sigma h$, pode ser escrita da forma a seguir indicada,

$$\left(T_r + \frac{dT_r}{dr} dr\right)(r + dr)\, d\theta - T_r\, r\, d\theta + \mu\sigma_z\, r\, d\theta\, r_1\, d\alpha - 2\, T_\theta \frac{d\theta}{2} r_1\, d\alpha \operatorname{sen}\alpha = 0$$

Desprezando os infinitésimos de ordem superior pode chegar-se à equação de equilíbrio na direcção radial,

$$\frac{dT_r}{dr} + \frac{T_r - T_\theta}{r} + \frac{\mu\sigma_z}{\operatorname{sen}\alpha} = 0$$

b) O estado de tensão que caracteriza a deformação plástica da aba (na ausência de encostador), durante a segunda fase da estampagem é definido por,

$$T_1 = T_r > 0 \qquad T_2 = T_z = 0 \qquad T_3 = T_\theta < 0$$

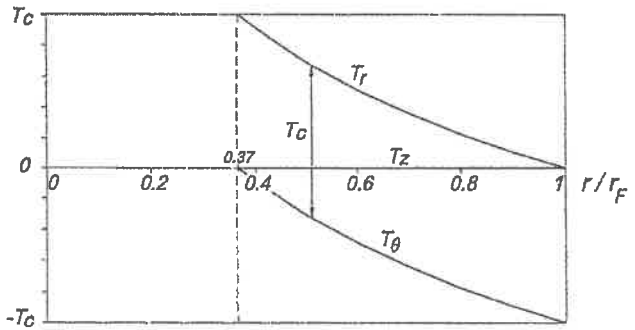
Nestas condições, aplicando a equação de equilíbrio na direcção radial e efectuando a substituição $(T_r - T_0) = T_c$, chega-se ao resultado,

$$\frac{dT_r}{dr} + \frac{T_c}{r} = 0 \quad \Rightarrow \quad T_r = -T_c \ln r + C$$

em que a constante de integração C pode ser determinada através da condição de fronteira associada ao ponto F que estabelece que para o raio exterior, $r = r_F$, a tensão radial $\sigma_r = 0$ e, portanto, $T_r = \sigma_r h = 0$, obtendo-se,

$$T_r = T_c \ln \frac{r_F}{r} \qquad T_z = 0 \qquad T_\theta = (T_r - T_c) = T_c \left(\ln \frac{r_F}{r} - 1 \right)$$

A figura seguinte apresenta a evolução destas quantidades para um dado instante da segunda fase de estampagem, ou seja, para uma dada configuração da aba definida pelo raio exterior desse instante, r_F.

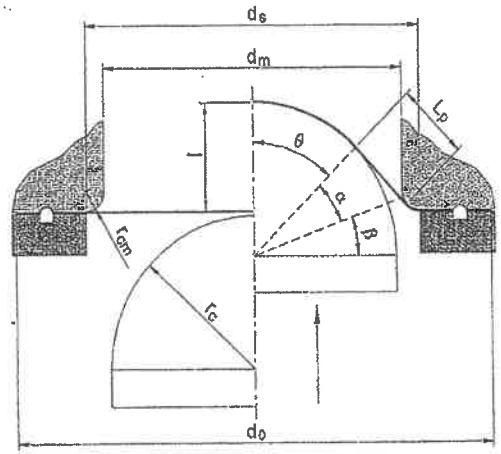


A análise da figura anterior permite igualmente concluir que o encruamento do material da aba durante o seu movimento da periferia para o interior deverá agravar a redução de espessura na aba dh/dr relativamente ao caso ideal em que o material não apresentava encruamento. De facto, a contribuição isolada da influência do encruamento pode ser expressa da forma a seguir indicada,

$$T_r - T_\theta = T_c \quad \Rightarrow \quad \bar{\sigma} h = (\sigma_e + K \bar{\varepsilon}^n) h = Cte$$

Problema 22.8

Considere a operação de deformação plástica de chapa por expansão em condições de deformação plástica plana que se encontra representada na figura[28].



Dimensões da ferramenta:

$d_e = 118.36$ mm
$d_m = 105.66$ mm
$r_c = 50.8$ mm
$r_{cm} = 6.35$ mm

A chapa tem uma dimensão inicial (comprimento) $d_0 = 170$ mm e uma espessura inicial $h_0 = 1$ mm e encontra-se bloqueada pela acção das caneluras e da pressão do encostador. O cunho tem uma forma cilíndrica e o instante que se encontra representado na metade direita da figura corresponde a um deslocamento l (profundidade de estampagem) relativamente à posição inicial não-deformada (que está representada na metade esquerda da figura).

A lei de comportamento do material é dada por $\sigma = 589\,\varepsilon^{0.216}$ MPa e considera-se que não existe atrito entre a chapa e o cunho ($\mu = 0$). Nestas condições;

a) Deduza a expressão matemática que permite calcular a força F (por unidade de largura) que é aplicada pelo cunho.

b) Proceda à representação gráfica da evolução da força com o deslocamento do cunho e analise a sensibilidade desta evolução à presença de anisotropia (considere três casos distintos, $\bar{r} = 0.7$, $\bar{r} = 1.0$ e $\bar{r} = 1.2$).

c) Proceda à representação gráfica da variação de espessura (%) da chapa com o deslocamento do cunho.

[28] Interessa a este respeito salientar que a deformação plana é um modo de deformação muito importante nas operações de deformação plástica por expansão (ver figura 22.80).

Resolução

a) Como a chapa se encontra bloqueada através das caneluras e da pressão aplicada pelo encostador a deformação plástica irá apenas ter lugar no comprimento livre da chapa, $d_s = d_m + 2r_{cm}$.

A resolução desta alínea irá ser efectuada com base na hipótese de membrana definindo-se para o efeito um sistema de eixos tridimensional r,y,z em que r se encontra alinhado com a direcção tangencial à linha média em cada ponto, em cada instante, y é a direcção da largura (onde se verifica a condição de deformação plana) e z é a direcção segundo a espessura.

A primeira relação geométrica que pode ser estabelecida com base na figura anterior diz respeito ao ângulo instantâneo θ de contacto da chapa com o cunho, obtendo-se,

$$\theta = \frac{\pi}{2} - \alpha - \beta$$

em que os ângulos α e β são calculados através das seguintes expressões que também se podem obter por intermédio de considerações geométricas,

$$\alpha = \arctan\left[\frac{2(r_c - l + r_{cm})}{d_s}\right]$$

$$\beta = \arccos\left[\frac{r_c + r_m}{\sqrt{\left[\left(\frac{d_s}{2}\right)^2 + (r_c - l + r_{cm})^2\right]}}\right]$$

À medida que a chapa se deforma, em resultado do deslocamento l do cunho, o seu comprimento instantâneo L vai aumentando. Este aumento de comprimento resulta exclusivamente da expansão da chapa e, consequentemente da perda de espessura, na medida em que a aba está bloqueada pela acção das caneluras e do encostador. A relação entre o comprimento L da chapa e o deslocamento l do cunho pode ser estabelecida através de,

$$L = 2\cdot\left[(r_c + r_{cm})\theta + L_p\right]$$

em que o símbolo L_p representa o comprimento da chapa que se encontra livre do contacto com o cunho e com o canto da matriz,

$$L_p = \sqrt{\left[\left(\frac{d_s}{2} - (r_c + r_{cm})\operatorname{sen}\theta\right)^2 + (l - (r_c + r_{cm})(1 - \cos\theta))^2\right]}$$

Nestas condições, a extensão de membrana na direcção tangencial ε_r, pode ser obtida através de,

$$\varepsilon_r = \ln\left(\frac{L}{d_s}\right)$$

Impondo de seguida a condição de deformação plana $\varepsilon_y = 0$ e, tendo em consideração a incompressibilidade do material $\varepsilon_r + \varepsilon_y + \varepsilon_z = 0$, pode-se estabelecer a seguinte relação entre a extensão tangencial, ε_r, e a extensão segundo a espessura, ε_z,

$$\varepsilon_z = -\varepsilon_r$$

O incremento de extensão efectiva pode ser relacionado com o incremento de extensão tangencial através de, (ver problema 4.7 do Capítulo 4),

$$d\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2(1+\bar{r})}{1+2\bar{r}}}\, d\varepsilon_r$$

Na expressão anterior considera-se que o material da chapa tem um coeficiente de anisotropia normal $\bar{r}$ (ver § 4.8) e pressupõe-se a utilização do critério de plasticidade de Hill quadrático. Escrevendo de seguida a equação constitutiva rígido-plástica associada ao critério de plasticidade de Hill (ver § 4.9.2) que permitem relacionar o campo de tensões σ_r e σ_y ($\sigma_z = 0$ devido à hipótese de membrana) com o incremento de extensão na direcção tangencial,

$$d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_r - \frac{\bar{r}}{1+\bar{r}}\sigma_y\right]$$

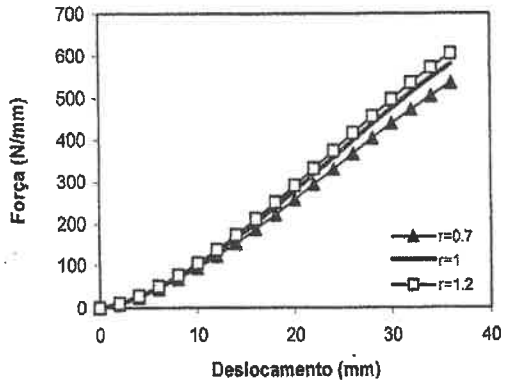
e, resolvendo esta equação em ordem à tensão σ_r, (tendo em consideração que $\sigma_y = \sigma_r/2$ em resultado da condição de deformação plana), chega-se ao seguinte resultado,

$$\sigma_\varepsilon = \frac{\overline{\sigma}}{d\overline{\varepsilon}} \frac{2(1+r)}{2+r} d\varepsilon_r$$

Este resultado permite calcular a força (por unidade de largura) que é aplicada pelo cunho através de,

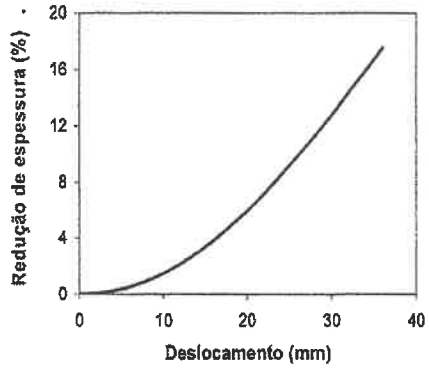
$$F = 2\sigma_r h \operatorname{sen}\theta = 2\sigma_r h_0 e^{-\varepsilon_r} \operatorname{sen}\theta$$

b) A resolução desta alínea exige a utilização de uma folha de cálculo onde se possam programar todas as expressões que foram apresentadas anteriormente. Através deste procedimento será fácil obter o gráfico de evolução da força (por unidade de comprimento) que deve ser aplicada pelo cunho em função do deslocamento para os três coeficientes de anisotropia referidos no enunciado: (i) $\bar{r} = 1$ - condição de isotropia, (ii) $\bar{r} = 1.2$ e (iii) $\bar{r} = 0.7$.



c) Procedendo de forma análoga à da alínea anterior obter-se-ia o gráfico de evolução da redução de espessura $R = 100 \times (h_0 - h)/h_0$ com o deslocamento do cunho. A ausência de atrito entre o cunho e a chapa permite obter uma redução de espessura uniforme em toda a chapa, ao contrário do que se verificaria se existisse atrito. Este facto, constitui uma enorme vantagem para as operações de deformação plástica de chapa por intermédio de

fluidos sob pressão (ver *Capítulo 24*) em que não exista contacto entre a chapa e os restantes elementos activos da ferramenta.



Bibliografia

1. Johnson W. and Mellor P. B., Engineering plasticity, Van Nostrand Reinhold, 1973.
2. Waller J. A., Press tools and presswork, Portcullis Press, 1978.
3. André Júnior J. C., Tecnologia Mecânica IV, AEIST, 1981.
4. Provenza F, Estampos I, II e III, Pro-Tec, 1982.
5. Rodrigues J. M. C., Estudo dos principais parâmetros que influenciam a operação de estampagem, IST, 1984.
6. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
7. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
8. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
9. Barata da Rocha A. e Ferreira Duarte J., Tecnologia da embutidura, APTCP, 1992.
10. Marciniak Z. and Duncan J. L., The mechanics of sheet metal forming, Edward Arnold,1992.
11. Hosford F. W. and Caddell R., Metal forming: mechanics and metallurgy, Prentice-Hall, 1993.
12. Martins P. A. F. and Marques M. J. M., Plane strain rigid plastic finite element formulation for sheet metal forming processes, Jounal of Engineering Manufacture, 167, 1993.
13. Baptista R. M. S. O., Estampagem: Análise, experimentação e modelação, Tese de Doutoramento, Instituto Superior Técnico, 1993.
14. Metal forming handbook, Schuler, Springer Verlag 1996.

15. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.

16. Suchy I., Handbook of die design, McGraw-Hill, 1997.

17. Hosford F. W. and Caddell R., Sheet metal forming: A review, Journal of the Minerals, Metals & Materials Society, , 51, 39, 1999.

18. Martin R., Formage à la presse, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.

19. Pomey G. et Parniére P., Aptitude à l'emboutissage des tôles minces, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.

20. Rodrigues J. M. C., Martins P. A. F., Cabral C., Pimentel E., Martins C., Análise das Condições de Fabrico de um Apoio de Suspensão', IST, 2002.

21. Dietrich J., Metal Forming / Metal Cutting / CNC Technology, http://www.htw-dresden.de/~manufact/main, 2004.

23. DOBRAGEM DE TUBOS E PERFIS

23.1 Introdução

A dobragem de tubos e perfis é um processo de deformação plástica que permite fabricar geometrias complexas a partir de tubos e perfis estruturais mantendo a sua secção original (figura 23.1).

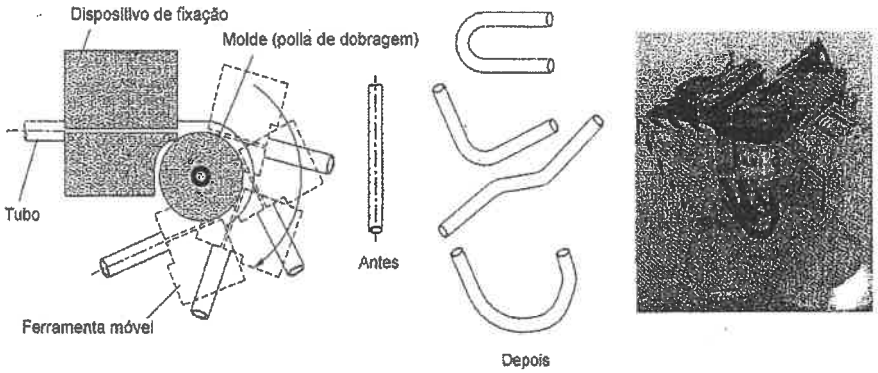


Figura 23.1 Dobragem de tubos. a) Representação esquemática do processo e das suas potencialidades e b) máquina industrial para dobragem de tubos (cortesia da empresa OMNI-X, Tube Bending Tools & Machines Inc.).

Os tubos e os perfis a dobrar podem ter sido fabricados por extrusão, laminagem ou por outro qualquer processo de deformação plástica e possuir ou não 'costuras' de soldadura. O processo é geralmente realizado a frio devendo os tubos e os perfis possuírem uma ductilidade apropriada.

Destacam-se como exemplos de aplicações deste processo tecnológico o fabrico dos tubos de escape dos automóveis (a partir de tubo com costura produzido em trens de perfilagem, ver *Capítulo 20*), o fabrico de tubagens industriais para caldeiras, permutadores de calor, instalações petrolíferas e redes de distribuição de gás e o fabrico de mobiliário metálico e de peças arquitectónicas e/ou decorativas.

23.2 Tensões e deformações

Foi anteriormente referido (ver § 13.4.1), que as tensões características da flexão de peças em condições de deformação plana são as tensões normais na direcção tangencial

σ_θ (de tracção na zona em alongamento e de compressão na zona em encurtamento, separadas pela 'fibra neutra'), as tensões normais σ_r na direcção radial (de compressão) e as tensões $\sigma_z = (\sigma_r + \sigma_\theta)/2$ na direcção da largura.

No caso dos tubos e perfilados, em que a largura é geralmente reduzida (pelo menos em certas zonas), é lícito considerar-se que o estado de tensão é plano $\sigma_z = 0$. Este facto origina algumas diferenças ao nível da distribuição de tensões, em particular na zona em compressão (ver figura 23.2).

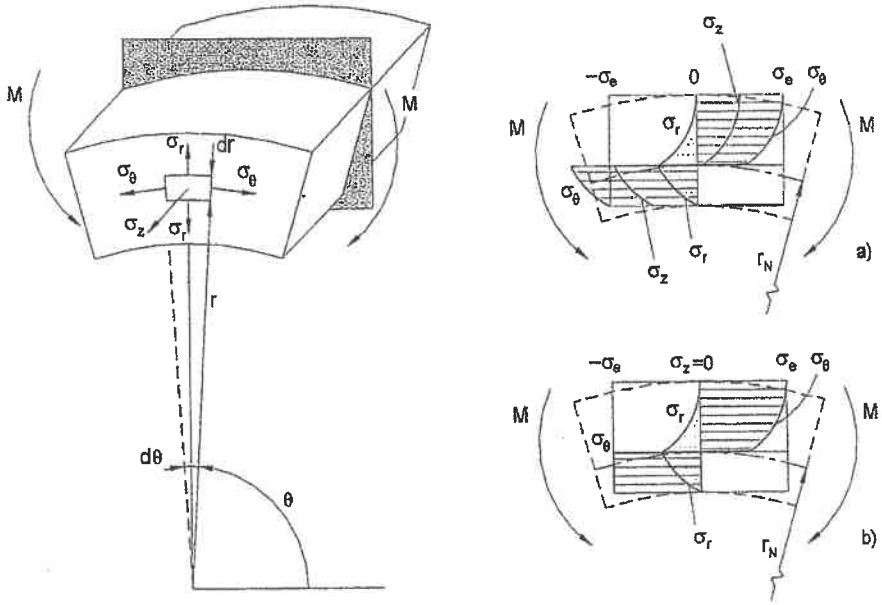


Figura 23.2 Representação da distribuição de tensões na secção que corresponde à intersecção da peça com o plano representado a cinzento.
a) Diagrama de tensões para a dobragem de chapas e produtos planos em condições de deformação plana e b) diagrama de tensões para a dobragem de tubos e perfis, assumindo que o estado de tensão é plano.

As diferenças assinaladas para a distribuição da tensão tangencial σ_θ na zona em compressão podem explicar-se com base no critério de plasticidade de Tresca,

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_z - \sigma_\theta = 0 - \sigma_\theta = \sigma_e \tag{23.1}$$

No que diz respeito às deformações existem outros defeitos, para além do esbeiçamento e do efeito de sela (ver § 13.4.2), que resultam da distribuição de tensão radial σ_r em determinadas zonas da secção transversal dos tubos e perfis (figura 23.3).

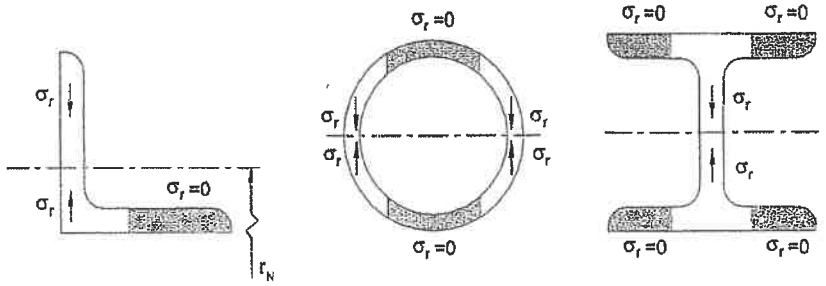


Figura 23.3 Representação esquemática da tensão radial σ_r em diferentes regiões das secções transversais de tubos e perfis.

Nas zonas assinaladas a cinzento na figura anterior (figura 23.3) pode considerar-se que as tensões normais σ_r são praticamente nulas pois são efectivamente nulas nas superfícies livres e, sendo a espessura pequena, a variação de σ_r deverá ser muito pequena para o interior e, portanto, pode considerar-se que $\sigma_r \cong 0$ em toda a espessura. Nestas zonas, a equação de equilíbrio de tensões em coordenadas cilíndricas relativa à direcção radial (ver problema 3.4 do *Capítulo 3*), por ser $\sigma_r \cong 0$ e $\partial\sigma_r / \partial r \cong 0$ e, por razões de simetria, $\partial\tau_{r\theta} / \partial\theta = 0$, reduz-se a,

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r}\frac{\partial\tau_{r\theta}}{\partial\theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} \cong -\frac{\sigma_e}{r} = 0 \tag{23.2}$$

Como a aplicação do critério de plasticidade determina que nas zonas assinaladas se verifique a igualdade,

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_e \quad \Rightarrow \quad \sigma_\theta = \pm\sigma_e \tag{23.3}$$

pode concluir-se que nestas zonas a condição de equilíbrio implica que $r = \infty$, ou seja, que existe dificuldade em efectuar a sua dobragem.

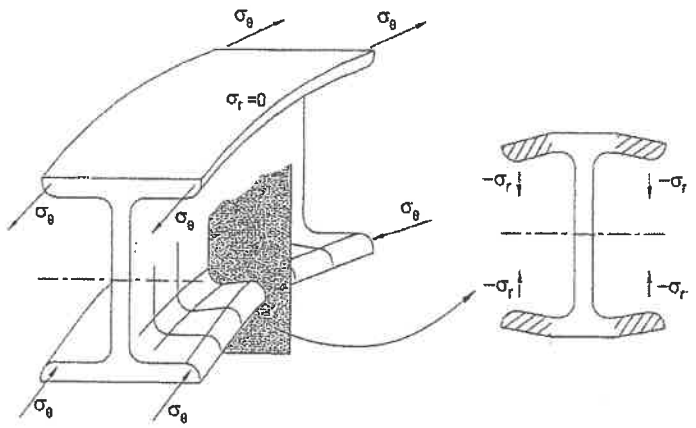


Figura 23.4 Representação esquemática da instabilidade geométrica que está associada à dobragem dos banzos de um perfil em forma de 'I'.
Note-se que as tensões tangenciais σ_θ na zona em alongamento (zona sujeita a tracção) tendem a endireitar a curvatura enquanto que as tensões da zona em encurtamento (sujeita a compressão) tendem a acentuá-la.

Não se verificando a condição, $r = \infty$, quando $\sigma_r = 0$, a existência de tensões $\sigma_\theta \neq 0$ pode instabilizar a curvatura. Pode deduzir-se o sentido em que se processa a instabilização sobrepondo dois sistemas de solicitação; um primeiro sistema em que as tensões $\sigma_r, \sigma_\theta \neq 0$ e a curvatura seria perfeita e um segundo sistema exclusivamente com tensões radiais $-\sigma_r$ que anulariam as tensões radiais do sistema anterior. A instabilização será provocada justamente por este segundo sistema de tensões. De facto, como as tensões σ_r são de compressão (ver figura 23.2 b)), as tensões $-\sigma_r$ serão de tracção e, consequentemente, o seu efeito sobre a dobragem dos tubos e perfis é aquele que se encontra representado esquematicamente na figura 23.4.

No caso da dobragem dos tubos o efeito da instabilidade da curvatura relacionado com as tensões normais σ_r dá origem à ovalização da secção resistente. As tensões tangenciais σ_θ são responsáveis por reduções de espessura nas zonas em tracção e aumentos de espessura nas zonas em compressão. As tensões tangenciais podem ainda, no caso da espessura das zonas em compressão ser muito reduzida, dar origem a fenómenos de instabilidade por presso-flexão (engelhamento da parede interior do tubo) (ver figura 23.5).

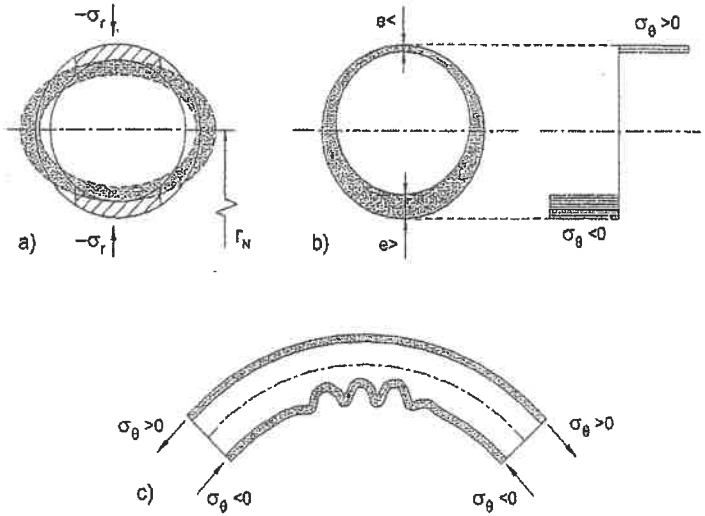


Figura 23.5 Defeitos característicos da dobragem de tubos.
a) Ovalização da secção resistente.
b) Variações na espessura da parede.
c) Engelhamento da parede interior do tubo.

No caso dos perfilados possuírem troços verticais muito altos e finos (esbeltos) podem igualmente ocorrer fenómenos de instabilidade associados à distribuição de tensões normais (figura 23.6).

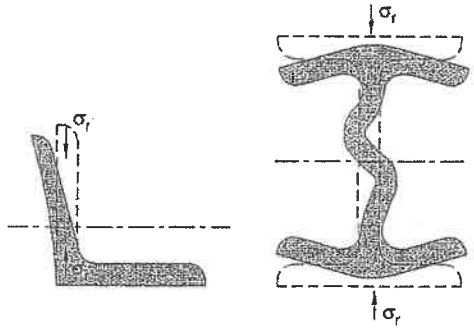


Figura 23.6 Instabilidade por presso-flexão associada à dobragem de perfis muito esbeltos.

23.3 Máquinas-ferramenta para dobragem de tubos e perfis

Os processos tecnológicos de dobragem de tubos e perfis podem ser classificados em quatro grupos distintos:

1) Dobragem por movimento axial de um cunho móvel (figura 23.7) - este processo apresenta algumas semelhanças com a quinagem e caracteriza-se pelo facto da geometria do cunho móvel (accionado por um pistão de actuação hidráulica) e dos apoios apenas permitirem a dobragem de um determinado raio de curvatura para uma gama limitada de diâmetros exteriores.

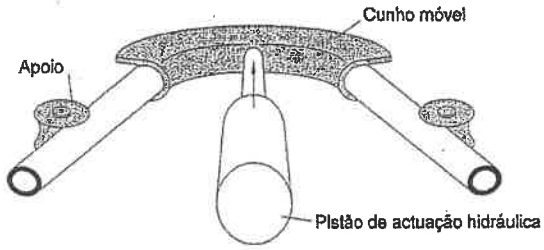


Figura 23.7 Representação esquemática da dobragem de um tubo por intermédio de um cunho móvel accionado por um pistão de actuação hidráulica.

Este processo é muito utilizado na dobragem de tubos em que o interior tenha sido previamente cheio com um material incompressível (por exemplo; areia ou cera) que não se oponha à deformação plástica por flexão (figura 23.8).

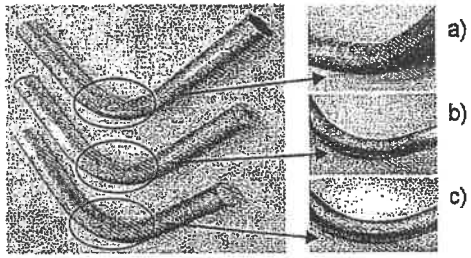


Figura 23.8 Dobragem de um tubo de alumínio (AA6060).
a) Dobragem simples, b) dobragem em que o interior do tubo foi previamente cheio com areia e c) dobragem em que o tubo foi previamente sujeito a um tratamento térmico de recozimento a 415ºC (1h seguido de arrefecimento ao ar) e em que o seu interior foi cheio com areia [12].

Poderá dispensar-se o enchimento dos tubos quando o guiamento efectuado pelas abas do cunho móvel conseguir evitar a deformação da secção, devido à acção das tensões σ_z que se geram na dobragem (figura 23.9).

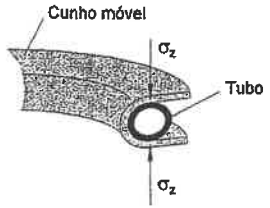


Figura 23.9 Redução ou eliminação da propensão à ovalização da secção durante a dobragem de tubos por intermédio de cunhos móveis accionados por um pistão de actuação hidráulica.

Existem também aplicações tecnológicas baseadas em variantes deste processo. É o caso, por exemplo, da dobragem com aplicação de força axial de tracção nas extremidades da peça ($\sigma_{axial} \cong 1.1\,\sigma_e$) e da dobragem realizada com a peça fixa em ambas as extremidades (figura 23.10).

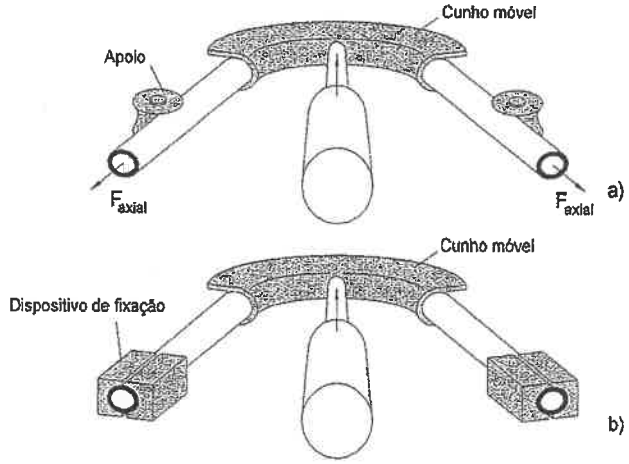


Figura 23.10 Variantes do processo de dobragem por intermédio de um cunho móvel accionado por um pistão de actuação hidráulica. a) Controlo por força axial de tracção e b) controlo por extensão.

A dobragem realizada pelo movimento axial de um cunho móvel é também muito utilizada para calibrar a geometria final das peças que tenham sido dobradas através de outros processos tecnológicos. A baixa cadência de produção que caracteriza este tipo de dobragem determina que o mesmo seja sobretudo utilizado em trabalhos de manutenção e reparação de serralharia civil e mecânica.

2) Dobragem por intermédio de rolos (figura 23.11) – este processo é análogo à calandragem de chapa (*Capítulo 19*).

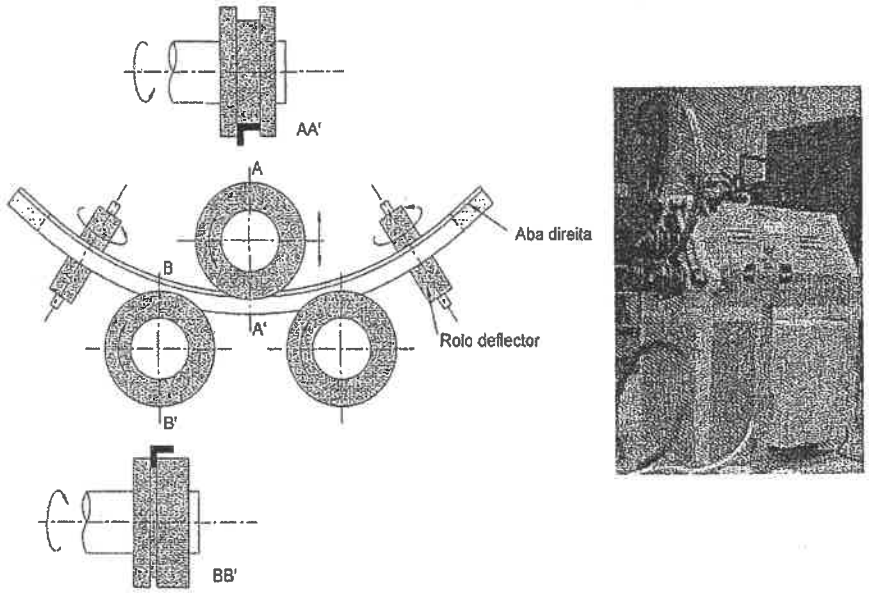


Figura 23.11 a) Representação esquemática da dobragem de uma cantoneira (perfil em forma de 'L') por intermédio de rolos e b) máquina de dobrar perfis.

As máquinas ferramenta utilizadas neste processo de dobragem são constituídas por três rolos montados em pirâmide e dois rolos deflectores. A dobragem vai sendo efectuada de uma forma progressiva à medida que aumenta a profundidade de calandragem, isto é, à medida que se reduz a distância entre o rolo superior e os

inferiores em cada passagem da peça pela zona de trabalho. Os rolos deflectores asseguram o guiamento durante a dobragem de perfis que possuam secções transversais não-simétricas evitando, desta forma, torções e outros modos indesejáveis de deformação. O afastamento horizontal entre o rolo superior e os rolos inferiores é responsável pela formação de abas direitas (abas não dobradas) nas extremidades das peças (ver a este propósito o § 19.4).
A grande versatilidade destas máquinas ferramenta advém do facto de permitirem realizar diferentes raios de curvatura por simples variação da distância entre o rolo superior e os rolos inferiores. A variação da geometria dos rolos permite adaptar as características da máquina-ferramenta à generalidade dos perfis que são utilizados industrialmente.

3) Dobragem por compressão (figura 23.12) – este processo baseia-se na acção de uma ferramenta móvel (habitualmente designada por cunho móvel) sobre as peças durante o seu movimento de rotação em torno de um molde fixo. Neste processo, o cunho móvel e o molde fixo apenas permitem a dobragem de um determinado tipo e geometria de perfis, devendo ser substituídos em função dos perfis que se pretendam dobrar.

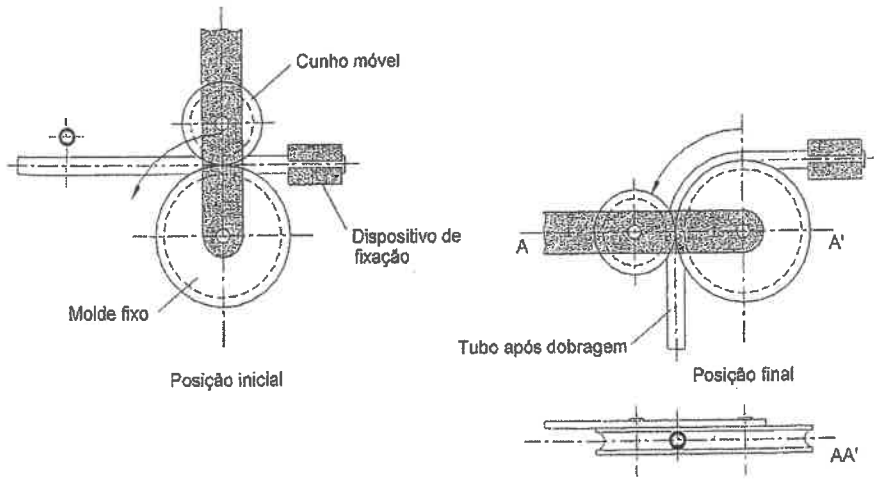


Figura 23.12 Representação esquemática da dobragem de um tubo por compressão.

4) Dobragem por estiramento (figura 23.13) – neste caso o perfil a dobrar é fixo por intermédio de um dispositivo de fixação a um molde móvel que executa um movimento de rotação em torno de um eixo.

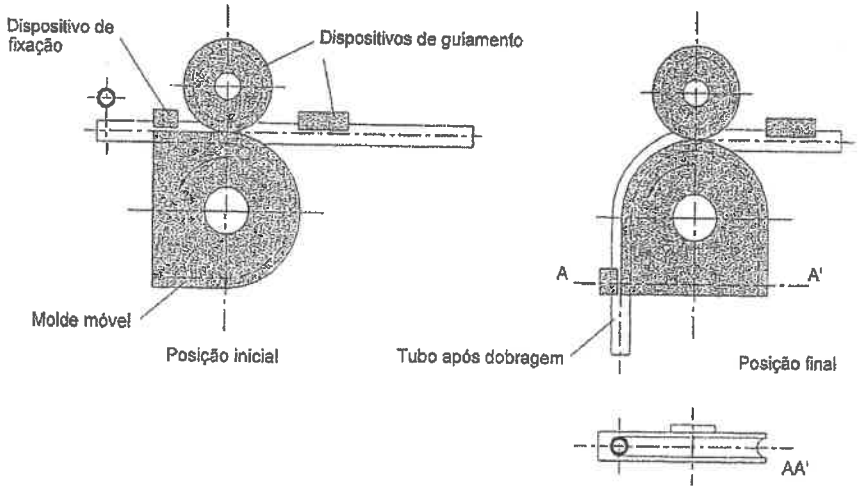


Figura 23.13 Representação esquemática da dobragem de um tubo por estiramento.

As máquinas para dobrar tubos e perfis com secções transversais ocas procuram evitar, essencialmente a deformação da secção, ('ovalização' no caso dos tubos), e o engelhamento da zona em compressão (junto ao raio interior). Este tipo de defeitos pode ser evitado de duas formas distintas:

1) No caso dos tubos pode-se encher o seu interior com um material incompressível que não se oponha à deformação plástica por flexão (ver figura 23.8). Contudo, este procedimento é ineficaz para a generalidade dos perfis não-tubulares com secção transversal oca na medida em que a secção pode deformar-se com aumento do volume interno. Nestes casos, o material fica solto no interior do perfil e, consequentemente, deixa de ser assegurada a transmissão das tensões σ, entre as paredes em tracção e compressão longitudinal.

2) Podem utilizar-se mandris que colocados no interior dos perfis, na zona submetida à flexão, impedem a ovalização (figura 23.14).

3) No caso dos tubos pode também recorrer-se a guiamentos exteriores que impeçam o alargamento da secção na direcção do eixo dos z e, consequentemente, que evitem a ovalização (ver figura 23.9).

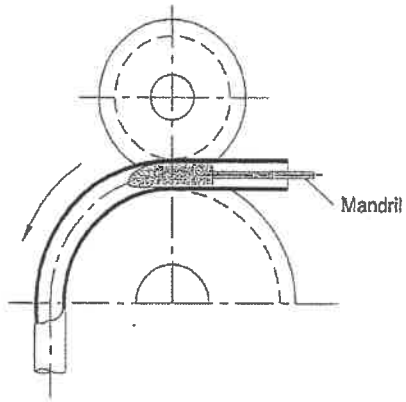


Figura 23.14 Representação esquemática da utilização de um mandril no interior de um tubo durante uma operação de dobragem.

Um material muito usado no enchimento de tubos para dobragem é a areia. A areia é lavada e bem compactada no interior do tubo, após o que este é tapado de modo a não permitir qualquer tipo de redução da compactação durante a dobragem. De facto, sendo a secção circular a que corresponde ao maior volume interno do tubo, o enchimento só é eficaz se não permitir a redução do volume interno associado à ovalização. Após a dobragem a areia é extraída. Porém, este processo não é aconselhado para tubos que possam vir a ser utilizados em aplicações em que a existência de grãos de areia não removidos possa constituir um risco muito grave, (por exemplo, tubagens de sistemas de lubrificação ou afins). O processo também não é aconselhado para a dobragem de tubos de ligas leves (caso por exemplo das ligas de cobre e de alumínio), por ser grande o risco de incrustação de grãos de areia nas paredes dos tubos os quais podem posteriormente vir a soltar-se. Este problema é tanto mais grave quanto menor for a espessura das paredes. O enchimento dos tubos pode ainda ser efectuado com materiais que possuam um baixo ponto de fusão caso, por exemplo, das resinas e dos materiais termoplásticos.

Conforme foi referido anteriormente a ovalização dos tubos pode ser evitada através da utilização de um mandril interior. Existem diferentes tipos de mandris – rígidos, articulados e flexíveis. Os mandris rígidos (figura 23.15 a) e b)) possuem dimensões ajustadas ao diâmetro interior dos tubos, podendo, em certos casos possuir uma forma

geométrica concordante com o início da dobragem (figura 23.15 b)). Contudo, porque são rígidos, não conseguem acompanhar a totalidade do perímetro de curvatura dos tubos, (apenas asseguram o contacto na região inicial da dobragem), e, consequentemente, não permitem eliminar totalmente o risco de ovalização. A regulação da posição dos mandris rígidos é crítica na medida em que se o mandril estiver excessivamente deslocado para um ou para outro lado, ou não evita a ovalização, ou pode danificar o tubo.

Este tipo de mandris é geralmente fabricado por arranque de apara sendo na sua fase final de fabrico submetidos a operações de rectificação e de polimento destinadas a lhes conferir excelentes acabamentos superficiais. Os mandris rígidos podem ser fabricados em metal, (geralmente aço temperado), ou em plástico, (geralmente polietileno). Os mandris de plástico são fáceis de introduzir e de remover devido ao baixo coeficiente de atrito e podem ser dobrados em simultâneo com a peça. Embora os mandris de plástico sejam bastante versáteis apresentam algumas desvantagens derivadas do facto deste tipo de materiais possuírem módulos de elasticidade e níveis de dureza relativamente reduzidos. Destacam-se entre outras a propensão para o desgaste e para a distorção da secção resistente. Em termos de utilização industrial pode afirmar-se que este tipo de mandris tem um tempo de vida médio da ordem das 200 dobragens.

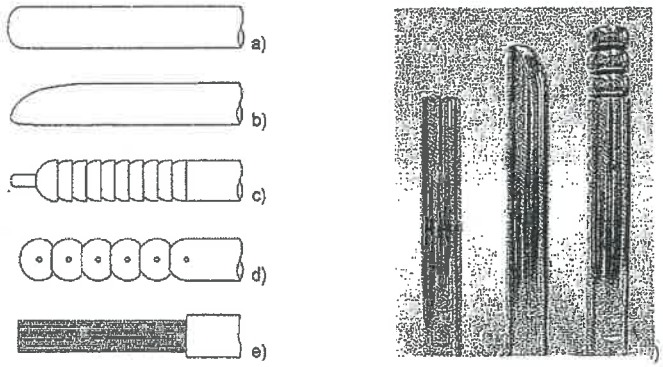


Figura 23.15 Diferentes tipos de mandris utilizados na dobragem de tubos e perfis que possuam secção transversal oca: a) mandril rígido convencional, b) mandril rígido com geometria ajustada ao início da curvatura, c) mandril articulado constituído por elementos esféricos que se encontram ligados entre si através de um cabo flexível de aço, d) mandril articulado constituído por elementos esféricos que se encontram encaixados entre si e e) mandril flexível constituído por lâminas. f) Mandris industriais (cortesia da empresa OMNI-X, Tube Bending Tools & Machines Inc.).

Os mandris articulados são formados por elementos esféricos, (geralmente um, dois ou três elementos), que se encaixam uns nos outros ou que se encontram ligados entre si através de um cabo flexível de aço (figura 23.15 c) e d)). Os elementos esféricos são geralmente fabricadas em aço temperado e devem possuir um acabamento superficial de muito boa qualidade. A principal vantagem na utilização deste tipo de mandris reside no facto de conseguirem acompanhar a curvatura do diâmetro interior do tubo de uma forma mais eficaz e, desta forma, permitirem a realização de dobragens em tubos que possuam características geométricas e raios de dobragem que originariam a ovalização no caso de se utilizarem mandris rígidos. Deve contudo ser referido que os mandris articulados podem não eliminar totalmente os defeitos associados à dobragem nas zonas correspondentes aos espaços compreendidos entre os elementos esféricos. Contudo, este tipo de problemas é frequentemente eliminado na extracção do mandril. De facto, a extracção acaba por, indirectamente, realizar uma operação de calibração da geometria da secção interior da peça.

Os mandris articulados são difíceis de fabricar, são caros e no caso das séries de fabrico serem reduzidas podem aumentar significativamente os custos de produção.

Os mandris flexíveis são constituídos por lâminas metálicas ou por camadas de PVC ou nylon (figura 23.15 e)) e utilizam-se principalmente na dobragem de perfis com secção transversal rectangular. O raio de curvatura que as lâminas sofrem durante a dobragem das peças quando comparado com a espessura individual de cada lâmina justifica a razão pela qual as lâminas deste tipo de mandris apenas se deformam elasticamente. Como as lâminas se encontram apenas fixas numa das extremidades do mandril verificam-se movimentos relativos entre elas durante as operações de dobragem (ver figura 23.16).

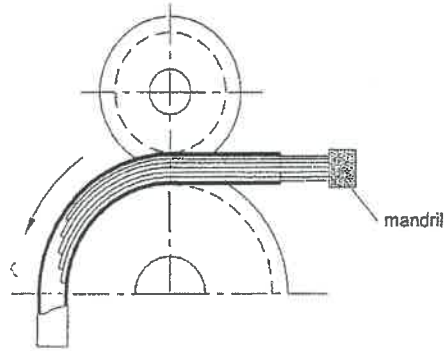


Figura 23.16 Deformação de um mandril flexível durante a dobragem de uma peça.

A utilização mandris flexíveis é igualmente caracterizada pela dificuldade que estes dispositivos apresentam para serem introduzidos e removidos do interior das peças, sendo muitas vezes a sua aplicação incompatível com a utilização de sistemas de alimentação automáticos.

23.4 Concepção e projecto de operações de dobragem de tubos

A propensão à ovalização da secção resistente durante a dobragem de tubos pode ser analisada com base no gráfico incluído na figura 23.17 em que o coeficiente de ovalização e a curvatura adimensionalizada ξ podem ser definidos da forma a seguir indicada,

$$\%\ \text{ovalização} = \frac{D_{max} - D_{min}}{D} \qquad \xi = \frac{D}{2 \cdot R} \tag{23.4}$$

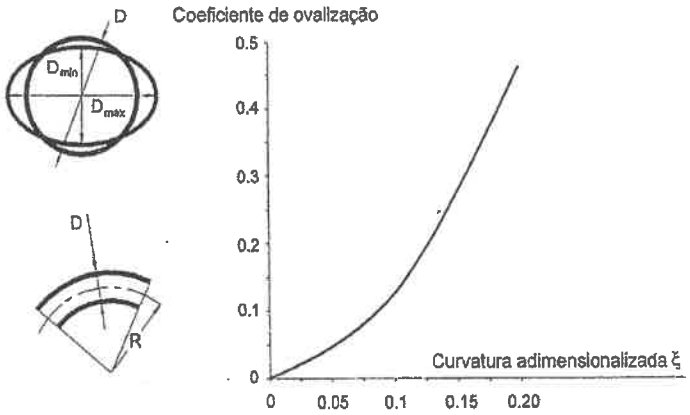


Figura 23.17 Tendência para a ovalização da secção resistente na dobragem de tubos.

A selecção do tipo de mandril mais adequado para a realização de uma operação de dobragem de tubos pode ser efectuada com base no ábaco da figura 23.18. Neste ábaco, o símbolo R representa o raio de curvatura da linha média do tubo, D é o diâmetro exterior do tubo e h é a espessura da parede. Interessa salientar que as relações geométricas $D/h > 40$ exigem sempre a utilização de mandris do tipo articulado.

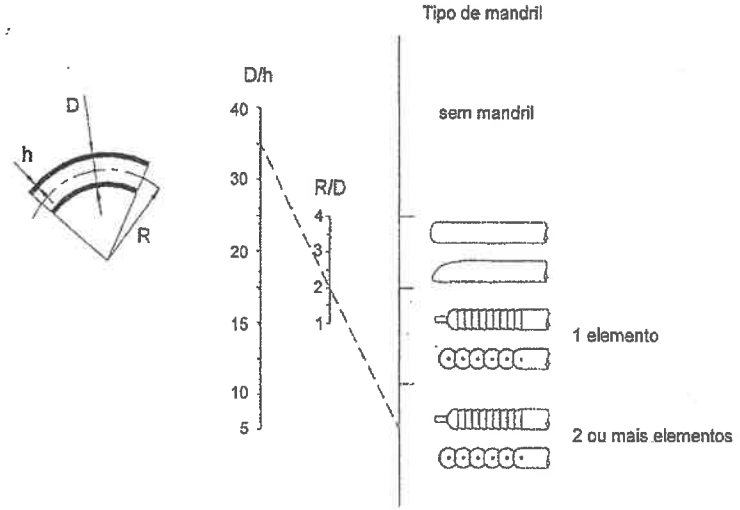


Figura 23.18 Ábaco para a selecção do tipo de mandril a utilizar na dobragem de tubos. (Adaptado da referência [5]).

23.5 Inversão de tubos metálicos de parede fina

A inversão de tubos metálicos de parede fina é um processo tecnológico de deformação plástica que pode ser utilizado em operações de acabamento ou fixação de extremidades de tubos, no fabrico de pré-formas para operações subsequentes (envolvendo, por exemplo, a aplicação de fluidos sob pressão (ver *Capítulo 24*)) ou, simplesmente, para produzir componentes tubulares de parede dupla que seriam muito difíceis, ou mesmo impossíveis, de realizar por intermédio de outros processos tecnológicos (figura 23.19).

Num outro contexto, que transcende o âmbito dos processos de fabrico, pode ainda recorrer-se aos princípios que regulam a inversão de tubos metálicos de parede fina para conceber sistemas mecânicos destinados à absorção de energia de uma forma controlada, caso por exemplo, da energia que é transmitida à coluna de direcção de um veículo automóvel durante uma colisão.

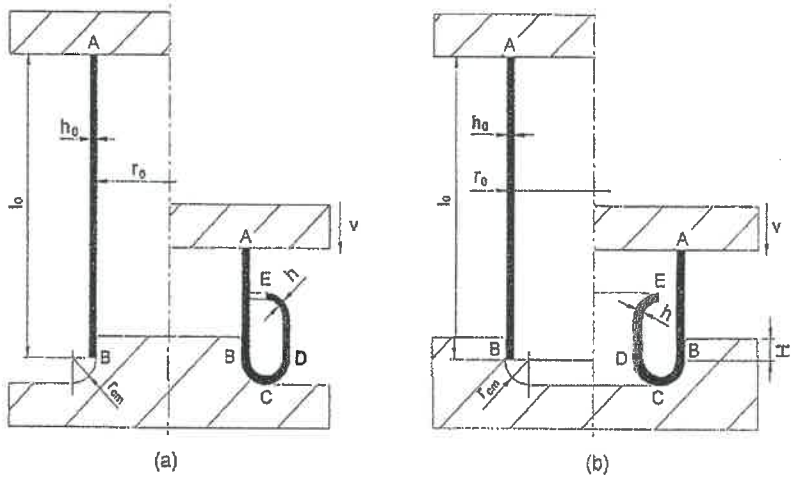


Figura 23.19 Representação esquemática da inversão de tubos metálicos de parede fina com auxílio de uma matriz (AB - região não deformada, BD - região em deformação plástica, DE - região deformada). a) Inversão externa e b) inversão interna.

A inversão de tubos metálicos de parede fina com auxílio de uma matriz é caracterizada pela compressão axial do tubo sobre uma matriz que determina a dobragem do material proveniente das paredes do tubo no sentido do interior para o exterior ou vice-versa.

A deformação plástica do tubo ocorre na região BD em resultado de três mecanismos diferentes; dobragem, atrito e expansão ou compressão, consoante se trate de inversão externa ou interna. A dobragem tem lugar no ponto B, onde o tubo contacta a matriz, e no ponto D (desdobragem) localizado na zona livre oposta a B. A influência do atrito tem lugar na interface tubo-ferramenta, na zona localizada entre os pontos B e C. A expansão (ou contracção) vai ocorrendo de uma forma progressiva ao longo da direcção circunferencial, θ, à medida que o tubo percorre o raio da matriz de inversão externa (ou interna).

Estudos teórico-experimentais publicados na literatura da especialidade permitiram identificar os principais parâmetros tecnológicos do processo como sendo: (i) o rácio r_{cm}/r_0, entre o raio do canto da matriz e o raio de referência do tubo, (ii) o rácio h_0/r_0 entre a espessura da parede do tubo e o raio de referência do tubo, (iii) o coeficiente de encruamento do material e (iv) a lubrificação [8-11].

Em linhas gerais, pode-se afirmar que os rácios r_{cm}/r_0 demasiadamente baixos propenciam o aparecimento de modos de deformação caracterizados pela ocorrência de fenómenos de instabilidade local, enquanto que os rácios r_{cm}/r_0 exageradamente elevados podem dar origem à fissuração (no caso da inversão externa, ver figura 23.20) ou ao engelhamento da extremidade livre do tubo (no caso da inversão interna, ver figura 23.21).

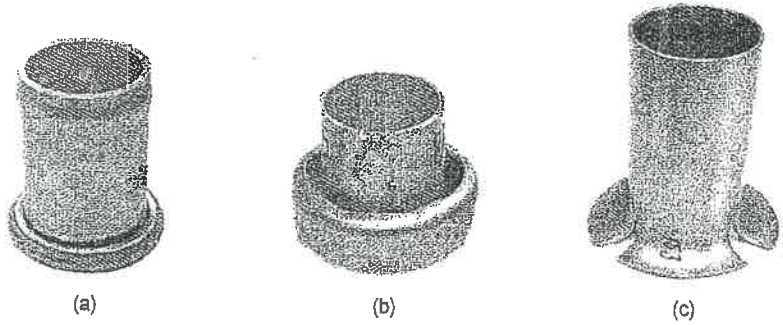


Figura 23.20 Modos de deformação característicos da inversão externa de tubos metálicos de parede fina (Material: Liga de alumínio AA6060 envelhecida naturalmente). a) Instabilidade local (r_{cm}/r_0 demasiadamente baixo), b) Inversão externa realizada com sucesso e c) fissuração da extremidade livre do tubo (r_{cm}/r_0 demasiadamente elevado), [8-11].

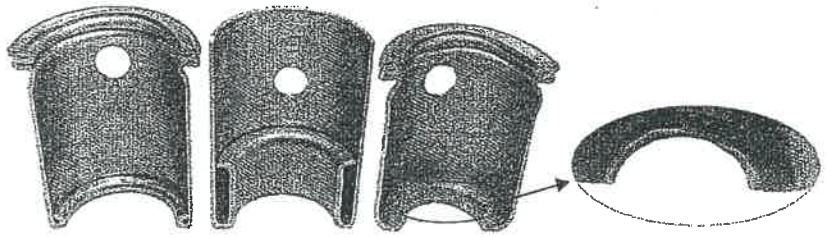


Figura 23.21 Modos de deformação característicos da inversão interna de tubos metálicos de parede fina (Material: Liga de alumínio AA6060 envelhecida naturalmente). a) Instabilidade local (r_{cm}/r_0 demasiadamente baixo), b) inversão interna realizada com sucesso e c) engelhamento da extremidade livre do tubo (r_{cm}/r_0 demasiadamente elevado), [8-11].

A fissuração da extremidade livre do tubo resulta de um excessivo adelgaçamento da parede do tubo o qual tem origem na presença de tensões tangenciais de tracção relativamente elevadas. O engelhamento da extremidade livre do tubo e o excessivo aumento de espessura da parede do tubo que lhe está associado tem origem na presença de tensões tangenciais de compressão. O engelhamento e o aumento de espessura criam obstáculos à progressão da inversão interna da extremidade livre do tubo e, portanto, acabam por dar origem a fenómenos de instabilidade local na extremidade não-deformada do tubo.

Em face do exposto é lícito afirmar-se que a inversão interna ou externa de tubos metálicos de parede fina apenas se consegue realizar com sucesso numa gama relativamente estreita de valores do quociente r_{cm}/r_0.

A tensão de compressão, σ_{cr}, para a qual ocorrem fenómenos de instabilidade local pode ser calculada com base na seguinte expressão analítica proposta por Timoshenko,

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{\sqrt{3\cdot(1-\nu^2)}} E_t \frac{h}{r} \qquad (23.5)$$

Nesta equação, h representa a espessura da parede do tubo, r é o raio da parede interior do tubo, ν é o coeficiente de Poisson e E_t é o módulo tangente definido através do declive $d\sigma/d\varepsilon$ da curva tensão-extensão do material em condições de deformação plástica para um valor de tensão $\sigma = P/A$ (ver problema 23.4).

O coeficiente de encruamento do material possui uma enorme influência sobre o eventual sucesso ou insucesso das operações de inversão de componentes tubulares. Coeficientes de encrumento elevados são desaconselhados pelo facto de contribuírem para que a tensão de compressão aplicada pela matriz superior se aproxime do valor da tensão de compressão crítica σ_{cr}, que é responsável pela ocorrência de fenómenos de instabilidade local.

Quanto à lubrificação pode-se afirmar que a sua presença é fundamental para o sucesso das operações de inversão de tubos metálicos de parede fina. A ausência de lubrificação ou a presença de um regime de lubrificação deficiente pode facilmente transformar uma operação de inversão bem sucedida numa operação mal sucedida em que predominam os fenómenos de instabilidade local (ver figura 23.22).

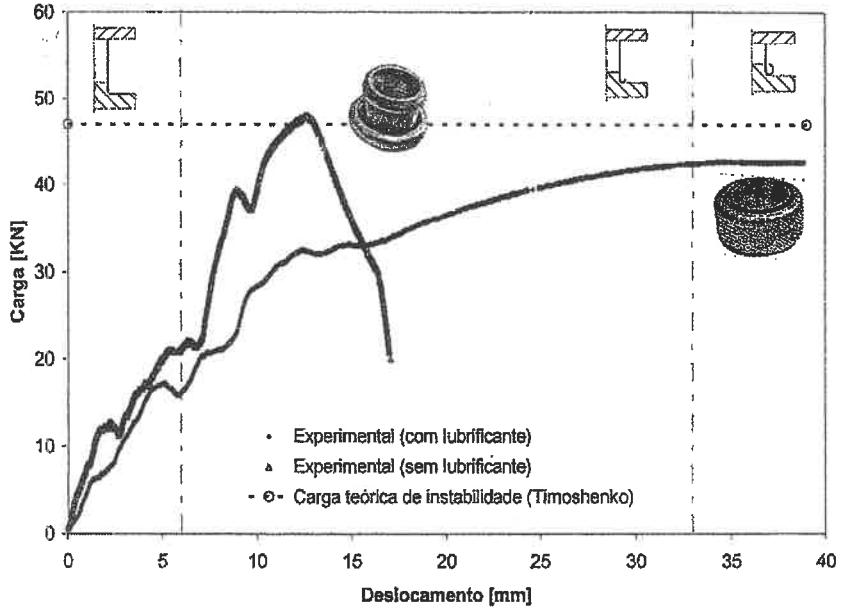
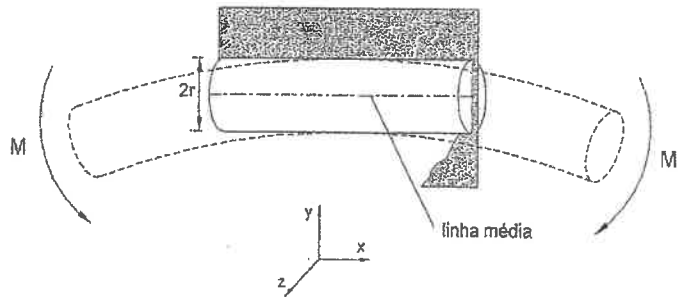


Figura 23.22 Evolução da carga com o deslocamento para o processo de inversão externa de tubos metálicos de parede fina sob diferentes condições de lubrificação, com PTFE (politetrafluoretileno) e a seco (Material: alumínio AA6060 envelhecido, $r_0 = 18$ mm, $r_{cm}/r_0 = 0.278$, $h_0/r_0 = 0.11$), [8-11].

23.6 Problemas

Problema 23.1

Calcule os valores máximos dos momentos elástico M_e e plástico M_p que se encontram associados à operação de dobragem do varão de secção circular que se encontra representado na figura.



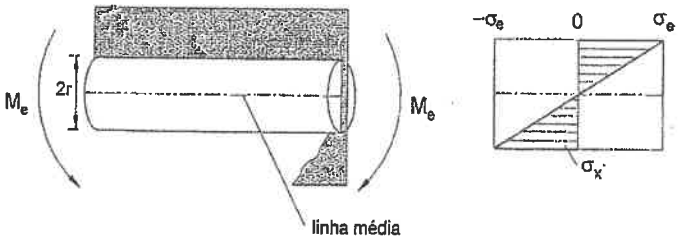
Resolução

Para calcular o valor máximo do momento elástico M_e, desprezando a curvatura do varão, recorre-se directamente à equação da flexão elástica (equação (13.4) do § 13.3),

$$\sigma_x = \pm \frac{M \cdot y}{I_z}$$

em que I_z é o momento de inércia da secção circular,

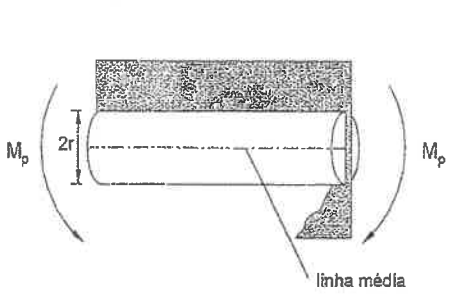
$$I_z = \frac{1}{4}\pi r^4$$

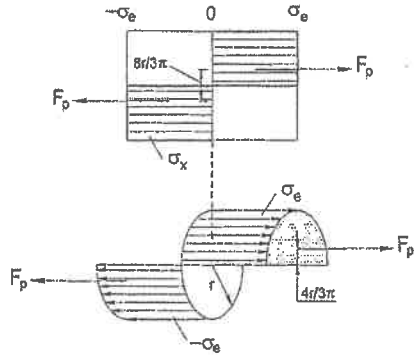


A condição limite de entrada em deformação plástica das fibras exteriores permite calcular o valor máximo do momento elástico M_e através de,

$$M_e = \sigma_e \frac{1}{4}\pi r^4 \frac{2}{r} = \sigma_e \frac{\pi r^3}{2}$$

O momento M_p que é necessário aplicar para plastificar a totalidade da secção transversal do varão pode ser calculado a partir das forças médias resultantes da distribuição de tensões,



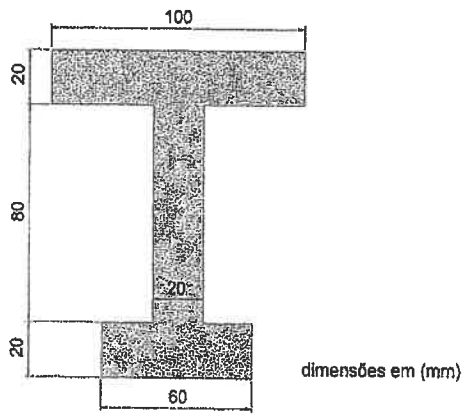


obtendo-se,

$$M_p = F_p\, d = \sigma_e \frac{\pi r^2}{2} \cdot 2\, \frac{4r}{3\pi} = \sigma_e \frac{4r^3}{3}$$

Problema 23.2

Calcule o valor do momento plástico M_p indispensável à dobragem do perfil em forma de 'I' que se encontra representado na figura. Admita que o material do perfil tem um comportamento rígido-perfeitamente plástico e que a sua tensão limite de elasticidade $\sigma_e = 240$ MPa.



Resolução

A resolução deste problema pressupõe, para facilitar o tratamento analítico, que o raio de dobragem do perfil é suficientemente elevado para que a distribuição de tensões na secção transversal seja caracterizada pela ausência de tensões radiais, $\sigma_r \cong 0$ (ver *Capítulo 13*).

Nestas condições, a posição da linha neutra quando a deformação é totalmente plástica deverá ser tal que divida a secção transversal do perfil em duas partes que possuam áreas iguais. Como a área total do perfil é igual a,

$$A = 100 \times 20 + 80 \times 20 + 60 \times 20 = 4800 \text{ mm}^2$$

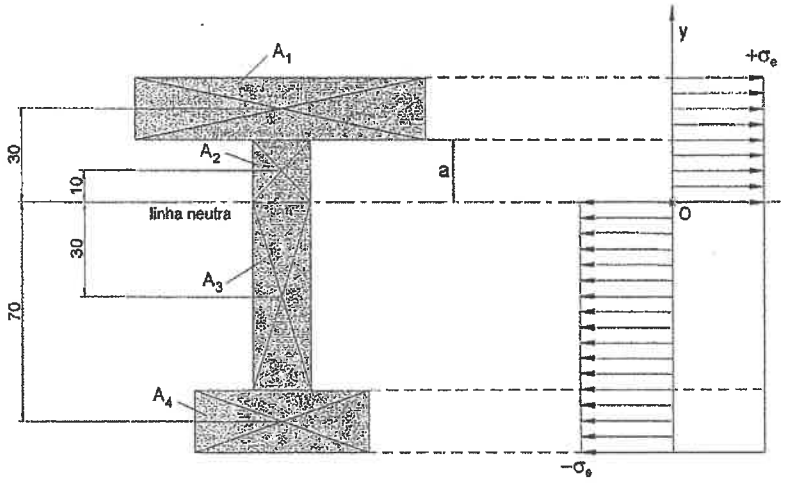
então, a área de cada uma das partes que se encontram separadas através da linha neutra deverá ser igual a,

$$A_{sup} = A_{inf} = \frac{A}{2} = 2400 \text{ mm}^2$$

A posição da linha neutra poderá ser facilmente calculada através da resolução da seguinte equação, (considera-se a área correspondente à metade superior da secção transversal),

$$A_{sup} = 100 \times 20 + a \times 20 = 2400 \text{ mm}^2 \qquad a = 20 \text{ mm}$$

O valor do momento plástico M_p determina-se através do somatório dos momentos plásticos M_{pi} associados à resultante das forças F_i que actuam no centro de gravidade de cada uma das áreas parciais A_i indicadas na figura,



$$M_{P1} = F_1 \cdot y_1 = \sigma_e \cdot A_1 \cdot y_1 = 240 \times (100 \times 20) \times 30 = 14400 \text{ kNmm}$$
$$M_{P2} = F_2 \cdot y_2 = \sigma_e \cdot A_2 \cdot y_2 = 240 \times (20 \times 20) \times 10 = 960 \text{ kNmm}$$
$$M_{P3} = F_3 \cdot y_3 = \sigma_e \cdot A_3 \cdot y_3 = 240 \times (60 \times 20) \times 30 = 8640 \text{ kNmm}$$
$$M_{P4} = F_4 \cdot y_4 = \sigma_e \cdot A_4 \cdot y_4 = 240 \times (60 \times 20) \times 70 = 20160 \text{ kNmm}$$

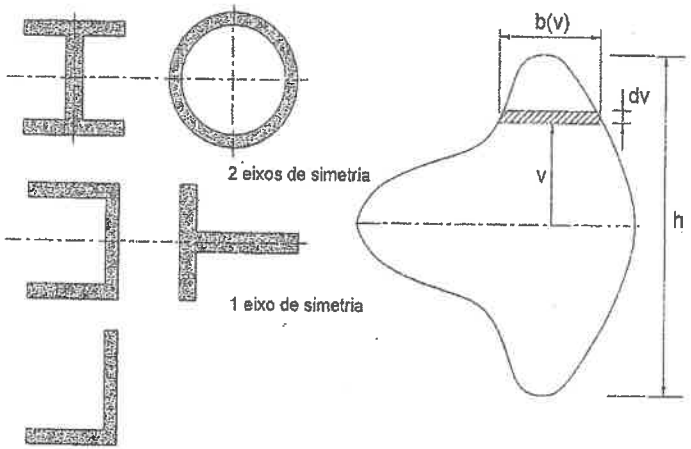
O símbolo y_i incluído nas equações anteriores representa a distância do centro de gravidade da área A_i ao eixo neutro.

Nestas condições, o valor do momento plástico M_p indispensável à dobragem do perfil em forma de 'I' pode ser calculado através de,

$$M_p = \sum_{i=1}^{4} M_{pi} = 44160 \text{ kNmm} \cong 44.2 \text{ kNm}$$

Problema 23.3

Proceda à dedução da expressão matemática que permite determinar a distribuição de tensões residuais que se encontra associada à dobragem de peças que possuam um eixo de simetria horizontal.



Resolução

Para resolver este problema começa-se por determinar o momento plástico M_p que é necessário aplicar para plastificar a totalidade das fibras da secção transversal da peça,

$$M_p = 2\sigma_e \int_0^{\frac{h}{2}} b\,v\,dv$$

Na equação anterior a largura b é função de v e, portanto, não pode ser colocada da parte fora do integral.

A recuperação elástica que se verifica imediatamente após se ter retirado o momento plástico dá origem a tensões internas longitudinais de descarga σ_{xd} que se podem calcular através de, (considera-se que $\sigma_y \cong 0$, $\varepsilon_z = 0$ e que a distribuição da extensão ε_x é linear),

$$\sigma_{xd} = -\frac{E}{(1-\nu^2)}\varepsilon_{xd} = -\frac{E}{(1-\nu^2)}\left(\frac{v}{r_0} - \frac{v}{r_1}\right)$$

Os símbolos r_0 e r_1 representam os raios de curvatura inicial e final. O raio de curvatura final é medido após se ter consumado a recuperação elástica que se segue à dobragem da peça.

Em face do exposto, o momento de descarga M_d associado às tensões de descarga σ_{xd} pode ser contabilizado através de,

$$M_d = 2\int_0^{\frac{h}{2}} \sigma_{xd}\, b\,v\,dv = -2\int_0^{\frac{h}{2}} \frac{E}{(1-\nu^2)}\left(\frac{v}{r_0} - \frac{v}{r_1}\right) b\,v\,dv$$

$$= -\frac{2E}{(1-\nu^2)}\left(\frac{1}{r_0} - \frac{1}{r_1}\right)\int_0^{\frac{h}{2}} b\,v^2\,dv$$

Como a descarga elástica só fica concluída após o momento de descarga M_d anular o momento plástico M_p, então,

$$M_p + M_d = 2\sigma_e \int_0^{\frac{h}{2}} b\,v\,dv - \frac{2E}{(1-\nu^2)}\left(\frac{1}{r_0} - \frac{1}{r_1}\right)\int_0^{\frac{h}{2}} b\,v^2\,dv = 0$$

pode-se calcular a recuperação elástica através de,

$$\left(\frac{1}{r_0} - \frac{1}{r_1}\right) = \frac{(1-\nu^2)}{E}\sigma_e \cdot Q$$

$$Q = \frac{\int_0^{\frac{h}{2}} b\,v\,dv}{\int_0^{\frac{h}{2}} b\,v^2\,dv}$$

Nestas condições a distribuição de tensões residuais σ_{xres} na peça pode ser calculada através de,

$$\sigma_{xres} = \sigma_{xc} + \sigma_{xd} = \sigma_e + \sigma_{xd} = \sigma_e - \frac{E\,v}{(1-\nu^2)}\left(\frac{1}{r_0} - \frac{1}{r_1}\right) = \sigma_e\,(1 - \nu \cdot Q)$$

Note-se que no caso da dobragem de chapa fina de secção transversal rectangular $Q = 3/h$ obtendo-se uma a distribuição de tensões residuais análoga à que já tinha sido anteriormente obtida através da equação (13.23) do § 13.3.3,

$$\sigma_{xr} = \pm\sigma_e \mp 3\sigma_e \frac{y}{h} = \sigma_e\left(\pm 1 \mp 3\frac{y}{h}\right)$$

A ausência de sinais '$\pm$' durante a resolução deste problema deve-se ao facto da dedução ter sido efectuada para a metade superior da peça.

Nota adicional

Para finalizar, convém salientar que no caso da dobragem de tubos e perfilados, geralmente a largura é pequena (pelo menos em certas zonas) devendo considerar-se que a é tensão plana ($\sigma_z = 0$) em vez da deformação ser plana ($\varepsilon_z = 0$). Pode-se demonstrar que no caso da tensão ser plana se obteriam as seguintes equações para a recuperação elástica e para a distribuição de tensões residuais,

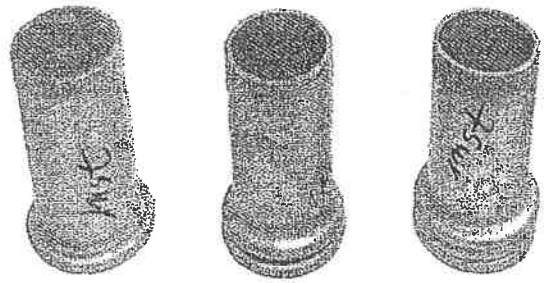
$$\left(\frac{1}{r_0} - \frac{1}{r_1}\right) = \frac{1}{E}\sigma_e \cdot Q$$

$$Q = \frac{\int_0^{\frac{h}{2}} b v\, dv}{\int_0^{\frac{h}{2}} b v^2\, dv}$$

$$\sigma_{xres} = \sigma_e\left(1 - v \cdot Q\right)$$

Problema 23.4

Pretende-se calcular a carga de compressão crítica F_{cr} que dá origem ao aparecimento de um modo de instabilidade local durante a inversão de tubos metálicos de parede fina com auxílio de uma matriz.



O tubo possui um raio interior $r_0 = 18$ mm e uma espessura $h_0 = 2$ mm. O material do tubo é uma liga de alumínio AA6060 (envelhecido naturalmente) que possui uma lei de comportamento que pode ser aproximada através da seguinte relação tensão-extensão empírica de Ludwik-Hollomon, $\sigma = 298.3\,\varepsilon^{0.0857}$ MPa.

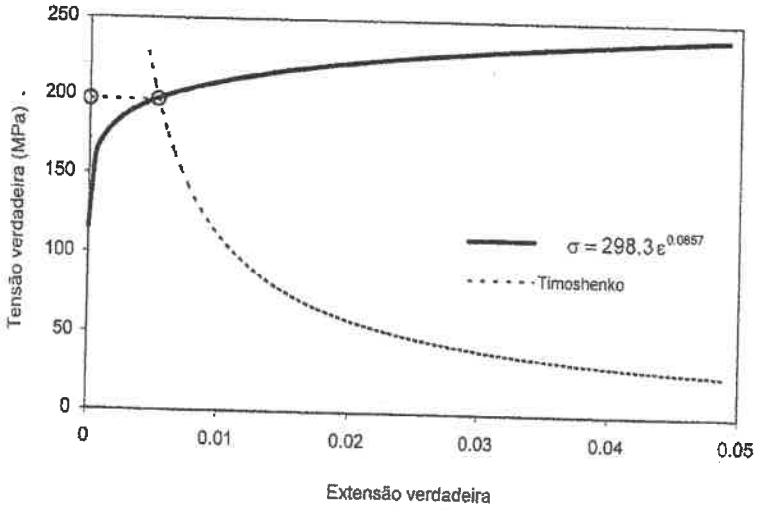
Resolução

A resolução deste problema inicia-se com a determinação do valor da tensão de compressão crítica σ_{cr} que dá origem a um modo de instabilidade local para um componente tubular de parede fina submetido a compressão uniaxial entre pratos planos. Para tal, procede-se à representação gráfica da relação tensão-extensão empírica do material,

$$\sigma = 298.3\,\varepsilon^{0.0857}$$

e da expressão (23.5),

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{\sqrt{3\cdot(1-\nu^2)}} E_t \frac{h_0}{r_0}$$



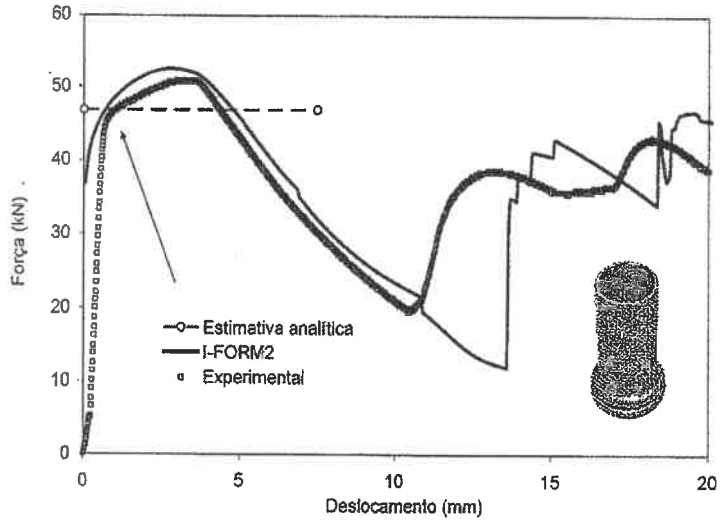
Esta representação gráfica permite determinar a tensão de compressão crítica σ_{cr}, correspondente ao ponto de intersecção entre as duas curvas, obtendo-se,

$$\sigma_{cr} = 197.2 \text{ MPa}$$

Nestas circunstâncias, pode-se calcular a carga de compressão crítica F_{cr}, que dará origem a um modo de instabilidade local durante a inversão de tubos com auxílio de uma matriz, multiplicando a tensão σ_{cr} pela área da secção transversal do componente tubular,

$$F_{cr} = \sigma_{cr} \cdot A = 197.2 \times \pi \times (20^2 - 18^2) \cong 47084 \text{ N}$$

A estimativa analítica da carga de compressão crítica F_{cr} obtida por intermédio do procedimento que acabou de ser exposto pode ser comparada com o valor medido experimentalmente e com a estimativa numérica fornecida por intermédio do programa de elementos finitos I-FORM2. Esta comparação encontra-se ilustrada na figura seguinte e permite concluir sobre a excelente correlação existente entre as estimativas teóricas (numérica e analítica) e o resultado experimental.



Problema 23.5

Considere a operação de inversão externa de tubos metálicos de parede fina que se encontra representada na figura 23.18 (lado esquerdo). Admita que a lubrificação é muito boa ao ponto do coeficiente de atrito $\mu \cong 0$ e que a variação de espessura da parede do tubo na zona em deformação plástica também pode ser desprezável.

Proceda à discussão da influência do rácio r_{cm}/r_0 entre o raio do canto da matriz e o raio de referência do tubo na enformabilidade global do processo para as seguintes condições:

a) O material do tubo é isotrópico e possui uma curva tensão-extensão rígido-perfeitamente plástica. Utilize o critério de plasticidade de Tresca.

b) O material do tubo é anisotrópico e possui uma curva tensão-extensão rígido-perfeitamente plástica. Utilize o critério de plasticidade quadrático de Hill.

c) O material do tubo é isotrópico e possui uma curva tensão-extensão do tipo $\sigma = \sigma_e + K\varepsilon^n$. Utilize o critério de plasticidade de von Mises.

Resolução

a) A resolução deste problema vai ser efectuada com base nas equações gerais de equilíbrio para uma casca de revolução que foram apresentadas no decorrer do *Capítulo 22*. Nestas condições, utilizando a equação de equilíbrio na direcção da espessura (equação (22.2) do § 22.3.1) e admitindo que na região em deformação plástica (zona BC) o raio r_2 é muito maior do que a espessura h da parede do tubo, e que o raio do canto da matriz $r_1 = r_{cm}$, pode obter-se a reacção normal ao contorno da matriz, através de,

$$\sigma_z = -\sigma_r \frac{h}{r_{cm}}$$

O resultado obtido permite concluir que a matriz exerce uma tensão de compressão sobre o tubo cujo valor absoluto é inferior ao da tensão radial σ_r em virtude da espessura h ser geralmente inferior ao valor do raio do canto da matriz, r_{cm}.

Utilizando agora a equação de equilíbrio na direcção radial (equação (22.4) do § 22.3.2) e admitindo que o coeficiente de atrito $\mu \cong 0$ e que a variação de espessura $dh/dr \cong 0$, obtém-se a seguinte equação válida para a totalidade da região em deformação plástica (zona BD),

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0$$

Como esta alínea do problema estipula que o material não apresenta encruamento entre os pontos B e D, pode-se assumir que o estado de tensão que caracteriza a deformação plástica do tubo é dado por,

$$\sigma_1 = \sigma_\theta > 0$$

$$\sigma_2 = \sigma_z$$

$$\sigma_3 = \sigma_r < 0$$

Entrando em consideração com o critério de plasticidade de Tresca que determina que a diferença entre as tensões radial e tangencial deverá valer $(\sigma_r - \sigma_\theta) = -\sigma_e$ então, a equação de equilíbrio na direcção radial pode ser reescrita na forma simplificada que se apresenta a seguir,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} - \frac{\sigma_e}{r} = 0 \quad \Rightarrow \quad \sigma_r = +\sigma_e \ln r + C$$

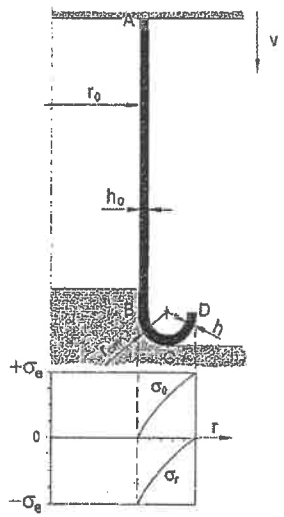
A constante de integração C é determinada através da condição de fronteira que estabelece o anulamento da tensão radial no ponto D, $\sigma_r = (\sigma_r)_D = 0$, que se encontra situado no raio exterior do tubo, $(r = r_0 + 2r_{cm})$. Substituindo a condição de fronteira na equação anterior obtém-se a distribuição completa das tensões que actuam na região em deformação plástica,

$$\sigma_r = \sigma_e \ln \frac{r}{(r_0 + 2r_{cm})}$$

$$\sigma_z = \begin{cases} -\sigma_r \dfrac{h}{r_{cm}} & r_0 \le r \le r_0 + r_{cm} \\ 0 & r_0 + r_{cm} < r \le r_0 + 2r_{cm} \end{cases}$$

$$\sigma_\theta = (\sigma_r + \sigma_e) = \sigma_e \left(\ln \frac{r}{(r_0 + 2r_{cm})} + 1 \right)$$

A figura seguinte apresenta a evolução esquemática das tensões radial e tangencial ao longo da zona BD (região do tubo em deformação plástica).



Em face do exposto, a condição teórica limite de enformabilidade do tubo será a que resulta da impossibilidade física da tensão tangencial σ_θ no ponto B atingir valores negativos,

$$(\sigma_0)_B = \sigma_e\left(\ln\frac{r_0}{(r_0+2r_{cm})}+1\right)=0 \;\Rightarrow\; \frac{r_{cm}}{r_0}=0.86$$

Fica, desta forma, explicada a influência do rácio r_{cm}/r_0 entre o raio do canto da matriz e o raio de referência do tubo na enformabilidade do processo de inversão externa de tubos metálicos de parede fina.

Deve, no entanto, acentuar-se que este limite de enformabilidade foi determinado considerando inúmeras hipóteses simplificativas das quais se destacam; a ausência de encruamento, de anisotropia, de variação de espessura, de atrito e de dobragem e desdobragem instantâneas nos pontos B e D. Esta situação permite antecipar que o valor limite admissível que se verificam na prática para r_{cm}/r_0 seja, obviamente, função de cada material e sempre inferior a 0.86.

b) Para analisar a influência da anisotropia no limite de enformabilidade dos tubos considera-se o critério de plasticidade quadrático de Hill e as equações constitutivas

rígido-plásticas que permitem relacionar o campo de tensões com os incrementos de extensão plástica, (ver *Capítulo 4*),

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{\bar{r}}{1+\bar{r}}\sigma_r\right]$$
$$d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_r - \frac{\bar{r}}{1+\bar{r}}\sigma_\theta\right]$$

em que o símbolo $\bar{r}$ representa o coeficiente de anisotropia normal do material do tubo (ver § 4.8.3).

A extensão efectiva na região em deformação plástica pode ser calculada através de, (continua a considerar-se que não existe variação de espessura ao longo da parede do tubo, $d\varepsilon_z = 0$),

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{1+\bar{r}}{\sqrt{1+2\bar{r}}}\left[d\varepsilon_\theta^2 + d\varepsilon_r^2 + \frac{2\bar{r}}{1+\bar{r}}d\varepsilon_\theta d\varepsilon_r\right]^{\frac{1}{2}}$$

ou, alternativamente (atendendo a que $d\varepsilon_r = -d\varepsilon_\theta$),

$$d\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2+2\bar{r}}{1+2\bar{r}}}\,d\varepsilon_\theta$$

e, procedendo de seguida à inversão das equações constitutivas,

$$\sigma_\theta = \frac{(1+\bar{r})^2}{(1+2\bar{r})}\frac{\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}}\left(d\varepsilon_\theta + \frac{\bar{r}}{1+\bar{r}}d\varepsilon_r\right)$$

$$\sigma_r = \frac{(1+\bar{r})^2}{(1+2\bar{r})}\frac{\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}}\left(d\varepsilon_r + \frac{\bar{r}}{1+\bar{r}}d\varepsilon_\theta\right)$$

consegue-se escrever a diferença $(\sigma_r - \sigma_\theta)$ que intervém na equação de equilíbrio segundo a direcção radial da forma a seguir indicada,

$$(\sigma_r - \sigma_\theta) = \frac{(1+r)}{(1+2r)}\frac{\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}}(d\varepsilon_r - d\varepsilon_\theta)$$

A equação anterior pode ser reescrita em função do incremento de extensão plástica tangencial $d\varepsilon_\theta$ se tivermos em consideração que $d\varepsilon_r = -d\varepsilon_\theta$, obtendo-se,

$$(\sigma_r - \sigma_\theta) = -\frac{(1+\bar{r})}{(1+2\bar{r})}\frac{\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}}\,2d\varepsilon_0$$

a qual, pode finalmente ser escrita em termos da tensão efectiva $\bar{\sigma}$ da forma a seguir indicada,

$$(\sigma_r - \sigma_\theta) = -\sqrt{\frac{2+2\bar{r}}{1+2\bar{r}}}\,\bar{\sigma}$$

Nestas condições, a equação de equilíbrio segundo a direcção radial é dada por,

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_0}{r} = 0 \quad \Rightarrow \quad \frac{d\sigma_r}{dr} - \sqrt{\frac{2+2\bar{r}}{1+2\bar{r}}}\,\frac{\bar{\sigma}}{r} = 0$$

a qual, após integração, e admitindo que não existe encruamento ($\bar{\sigma} = C^{te}$), conduz à seguinte distribuição de tensões na zona BD,

$$\sigma_r = \sqrt{\frac{2+2\bar{r}}{1+2\bar{r}}}\,\bar{\sigma}\ln\frac{r}{(r_0 + 2r_{cm})}$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{1+\bar{r}}\left(\sigma_r + \sqrt{(1+\bar{r})^2\bar{\sigma}^2 - (1+2\bar{r})\sigma_r^2}\right)$$

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\sigma_\theta^2 + \sigma_r^2 - \frac{2\bar{r}}{1+\bar{r}}\sigma_\theta\sigma_r}$$

As equações anteriores são compatíveis com a distribuição de tensões que tinha sido obtida na alínea a) caso se tivesse utilizado o critério de plasticidade de von Mises em vez do critério de Tresca.

Procedendo de forma análoga ao que havia sido efectuado na alínea a) consegue-se estabelecer a condição teórica limite de enformabilidade do tubo através de,

$$(\sigma_\theta)_B = 0 \quad \text{ou} \quad (\sigma_r)_B = -\bar{\sigma}$$

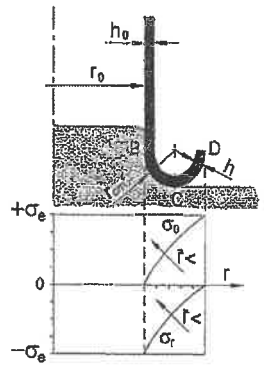
obtendo-se a seguinte relação entre o rácio r_{cm}/r_0 entre o raio do canto da matriz e o raio de referência do tubo e o coeficiente de anisotropia normal $\bar{r}$,

$$(\sigma_r)_B = -\bar{\sigma} \quad \Rightarrow \quad \frac{r_{cm}}{r_0} = \frac{\exp^{\sqrt{\frac{1+2\bar{r}}{2+2\bar{r}}}} - 1}{2}$$

A tabela seguinte apresenta valores do rácio r_{cm}/r_0 entre o raio do canto da matriz e o raio de referência do tubo em função do coeficiente de anisotropia normal $\bar{r}$ para três materiais distintos.

Material	**Limite de enformabilidade** r_{cm}/r_0
Isotrópico $\bar{r} = 1$	
Critério de plasticidade de Tresca	0.86 - ver alínea a)
Critério de plasticidade de von Mises	0.69
Aço carbono $\bar{r} = 1.2$	0.70
Liga de alumínio $\bar{r} = 0.7$	0.66

Os resultados obtidos permitem concluir que a influência da anisotropia na enformabilidade do processo é muito reduzida e que, a verificar-se, será sempre mais vantajoso inverter tubos com coeficientes de anisotropia elevados.



A tabela que se apresenta a seguir fornece valores experimentais para os limites de enformabilidade da inversão externa de tubos de alumínio AA6060 (envelhecido naturalmente) para que o leitor possa avaliar o domínio de validade das resoluções analíticas que foram efectuadas ao longo das alíneas a) e b).

$\frac{r_{cm}}{r_0}$	< 0.215	0.215 a **0.42**	> 0.42

De facto, os valores teóricos obtidos nas alíneas a) e b) sobreestimam o limite superior do rácio r_{cm}/r_0 (assinalado a negrito) em virtude de não terem sido contabilizados uma série de factores dos quais se destacam; o encruamento, a redução de espessura da parede do tubo, o atrito, as dobragens e desdobragens instantâneas em B e D e a ocorrência de fenómenos de fractura.

Por outro lado, o estudo teórico que foi efectuado no âmbito das alíneas a) e b) não é capaz de fornecer qualquer estimativa para o limite inferior do rácio r_{cm}/r_0 em virtude da resolução analítica das equações de equilíbrio de tensões não contemplar a ocorrência de fenómenos de instabilidade local.

Sugere-se a consulta das referências [8-11] para analisar as potencialidades do método dos elementos finitos e do programa I-FORM2 na resolução numérica dos limites de enformabilidade superiores e inferiores do processo.

c) A resolução desta alínea tem por objectivo discutir a influência do encruamento no valor do rácio r_{cm}/r_0 que estabelece o limite de enformabilidade superior do processo de inversão externa de tubos metálicos de parede fina.

Recuperando o procedimento que tinha sido efectuado anteriormente e fazendo o coeficiente de anisotropia normal $\bar{r}=1$ podemos escrever as seguintes equações válidas para o critério de plasticidade de von Mises,

$$(\sigma_r-\sigma_\theta)_{\bar{r}=1}=-\sqrt{\frac{2+2\bar{r}}{1+2\bar{r}}}\,\bar{\sigma}\Bigg|_{\bar{r}=1}=-\frac{2}{\sqrt{3}}\bar{\sigma}$$

$$\frac{d\sigma_r}{dr}+\frac{\sigma_r-\sigma_\theta}{r}=0 \quad\Rightarrow\quad \frac{d\sigma_r}{dr}-\frac{2}{\sqrt{3}}\frac{\bar{\sigma}}{r}=0$$

Considerando de seguida que o comportamento do material pode ser aproximado por intermédio de uma relação tensão-extensão do tipo,

$$\bar{\sigma}=\sigma_e+K\bar{\varepsilon}^n$$

e que a extensão efectiva pode ser relacionada com a extensão radial através de,

$$d\bar{\varepsilon}=\frac{2}{\sqrt{3}}d\varepsilon_r \quad\Rightarrow\quad \bar{\varepsilon}=\frac{2}{\sqrt{3}}\varepsilon_r$$

consegue-se escrever a taxa de variação da tensão radial através de,

$$\frac{d\sigma_r}{dr}-\frac{2}{\sqrt{3}}\frac{\bar{\sigma}}{r}=0 \quad\Rightarrow\quad \frac{d\sigma_r}{dr}=\frac{2}{\sqrt{3}}\frac{1}{r}K\left[\sigma_e+\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\ln\frac{r}{r_0}\right)^n\right]$$

Efectuando o rácio entre os valores de $d\sigma_r/dr$ para dois materiais distintos (sem e com encruamento),

$$\frac{\left.\frac{d\sigma_r}{dr}\right|_{n=0}}{\left.\frac{d\sigma_r}{dr}\right|_{n}}=\frac{\sigma_e}{\sigma_e+\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\ln\frac{r}{r_0}\right)^n}<1$$

conclui-se que a taxa de variação da tensão radial será tanto mais elevada quanto mais elevado for o valor do expoente n de encruamento. Este resultado é suficiente para concluir que o encruamento contribui para a diminuição do limite superior de enformabilidade do processo.

Bibliografia

1. André Júnior J. C., Tecnologia Mecânica IV, AEIST, 1981.
2. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
3. Chakrabarty J., 'Theory of plasticity', McGraw Hill, 1987.
4. Schey J. A., Introduction to manufacturing processes, McGraw Hill, 1987.
5. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.

6. Hosford F. W. and Caddell R., 'Metal forming: mechanics and metallurgy', Prentice-Hall, 1993.
7. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
8. Rosa P. A. R., Rodrigues J. M. C. and Martins P. A. F., External inversion of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation, Int. J. Mach. Tools & Manuf., 43, 787, 2003.
9. Rosa P. A. R., Inversão externa de tubos metálicos de parede fina, Tese de Mestrado, Instituto Superior Técnico, 2003.
10. Rosa P. A. R., Baptista R. M. S. O., Rodrigues J. M. C. and Martins P. A. F., An investigation on the external inversion of thin-walled tubes using a die", International Journal of Plasticity, 20, 1931, 2004.
11. Rosa P. A. R., Rodrigues J. M. C. and Martins P. A. F., Internal inversion of thin-walled tubes using a die: experimental and theoretical investigation", International Journal of Machine Tools & Manufacture, 44, 775, 2004.
12. Rosa P. A. R., Comunicação particular, 2004.

24. PROCESSOS ESPECIAIS

24.1 Introdução

Os capítulos anteriores procederam à apresentação dos fundamentos teóricos, dos parâmetros operatórios mais relevantes e das aplicações industriais mais relevantes no contexto dos principais processos tecnológicos de deformação plástica na massa e de deformação plástica de chapa.

A selecção dos diferentes processos que até aqui foram considerados excluiu algumas tecnologias de deformação plástica que, pela sua importância e domínio de aplicabilidade, não podem deixar de ser referidas no âmbito deste livro. Neste sentido, o presente capítulo procede a uma breve introdução aos processos tecnológicos de deformação plástica através de fluidos sob pressão, deformação plástica por forças magnéticas e deformação plástica por explosão.

24.2 Deformação plástica através de fluidos sob pressão

A generalidade das aplicações de deformação plástica através de fluidos sob pressão envolve matéria-prima na forma de chapa, perfis extrudidos ou soldados. A apresentação que irá ser efectuada no âmbito deste parágrafo encontra-se limitada aos componentes tubulares e às chapas.

24.2.1 Componentes tubulares

A compreensão dos diferentes mecanismos que se encontram associados à deformação plástica de um tubo submetido a pressão interna é muito importante para a concepção e projecto de componentes tubulares e de outros componentes que envolvam a utilização de perfis extrudidos ou soldados. Neste sentido, começam-se por apresentar as equações fundamentais que regem a deformação plástica sem constrangimentos de um tubo sujeito a uma aplicação simultânea de pressão interna e de força axial de compressão e só posteriormente se descrevem os aspectos de natureza tecnológica que são intrínsecos à produção industrial.

Deformação plástica de um tubo sujeito a pressão interna

Considere-se a deformação plástica do tubo submetido a uma pressão interior p e a uma força axial de compressão F_z que se encontra representado na figura 24.1. A geometria inicial (não deformada) do tubo é caracterizada pelos valores do raio médio R_0, da espessura h_0 e da altura total l_{max}. A quantidade l_0 representa o comprimento inicial livre do tubo o qual, se admite, ser suficientemente grande para que se possam desprezar quaisquer efeitos de natureza geométrica relacionados com as zonas de fixação e guiamento do tubo.

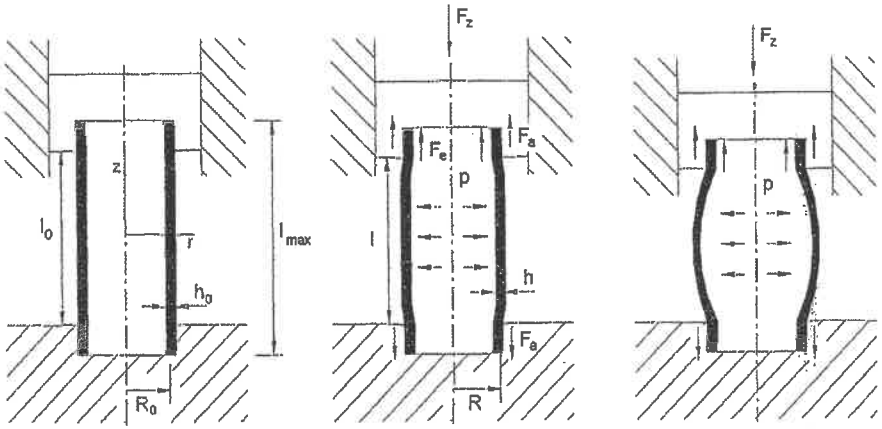


Figura 24.1 Deformação plástica de um componente tubular através de fluidos sob pressão. a) tubo não deformado, b) expansão uniforme do tubo e c) expansão do tubo após instabilidade plástica.

A deformação plástica do tubo inicia-se com uma primeira fase de expansão uniforme (figura 24.1b)) durante a qual, a deformação plástica do tubo pode ser caracterizada pelos valores actualizados do raio médio R, da espessura h e do comprimento livre l.

O campo de extensões característico da fase de expansão uniforme pode ser calculado em cada instante através de, (desprezam-se os efeitos elásticos e admite-se que as direcções r, z e θ são principais),

$$\varepsilon_\theta = \ln\left(\frac{R}{R_0}\right) \qquad \varepsilon_z = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \qquad \varepsilon_r = -(\varepsilon_\theta + \varepsilon_z) \tag{24.1}$$

Admitindo que o material do tubo é isotrópico pode-se determinar o valor da extensão efectiva a partir de (§ 3.3.6),

$$\begin{aligned}\bar{\varepsilon} &= \frac{\sqrt{2}}{3}\left[(\varepsilon_r-\varepsilon_\theta)^2+(\varepsilon_\theta-\varepsilon_z)^2+(\varepsilon_z-\varepsilon_r)^2\right]^{\frac{1}{2}} \\ &= \frac{2}{\sqrt{3}}\left[\varepsilon_\theta^2+\varepsilon_z^2+\varepsilon_\theta\varepsilon_z\right]^{\frac{1}{2}}\end{aligned} \tag{24.2}$$

O campo de tensões resultante da aplicação simultânea de pressão e de uma força axial pode ser calculado através das seguintes equações (admite-se que a espessura h da parede do tubo é suficientemente pequena comparativamente ao valor do raio e que, no caso geral, o tubo pode possuir extremidades fechadas - ver problema 4.1 do *Capítulo 4*),

$$\sigma_\theta = \frac{pR}{h} \qquad \sigma_z = \frac{pR}{2h} - \frac{F}{2\pi r h} \qquad \sigma_r \cong 0 \tag{24.3}$$

O símbolo p representa à pressão interior e F representa a resultante das forças axiais que se encontram aplicadas no tubo,

$$F = F_z - F_e - F_a \tag{24.4}$$

Na equação anterior F_z representa a força de compressão aplicada no componente tubular, $F_e \cong p\pi R_0^2$ representa a força que a pressão interior p exerce sobre o prato de compressão superior e F_a representa a resultante das forças de atrito ($F_a \cong 0$, no caso do atrito ser reduzido). As forças de atrito resultam do facto das extremidades do tubo se encontrarem livres segundo a direcção axial de modo a conseguirem assegurar que o material do tubo vai sendo continuamente alimentado para a região em expansão à medida que a pressão interior p vai aumentando.

A tensão efectiva que se encontra aplicada no tubo pode ser determinada através de, (ver § 4.2.3),

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}}\left[\sigma_\theta^2+\sigma_z^2+(\sigma_\theta-\sigma_z)^2\right]^{\frac{1}{2}} \tag{24.5}$$

ou, no caso do quociente entre as tensões principais $\alpha = d\sigma_z/d\sigma_\theta$ permanecer constante, através da seguinte expressão alternativa (ver figura 24.2),

$$\bar{\sigma} = \sigma_\theta\sqrt{1-\alpha+\alpha^2} \quad \Rightarrow \quad \bar{\sigma} = \frac{\sigma_z}{\alpha}\sqrt{1-\alpha+\alpha^2} \tag{24.6}$$

A relação entre o campo de tensões e o campo de extensões pode ser obtida com base nas equações constitutivas de Levy-Mises (associadas ao critério de plasticidade de von Mises, § 4.5.2),

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{1}{2}\sigma_z\right] \qquad d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_z - \frac{1}{2}\sigma_\theta\right] \tag{24.7}$$

No caso do quociente α entre as tensões principais permanecer constante durante a deformação plástica do tubo, pode-se escrever uma expressão análoga em termos dos incrementos de extensão principais,

$$\rho = \frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_\theta} = \frac{\sigma_z - \frac{1}{2}\sigma_\theta}{\sigma_\theta - \frac{1}{2}\sigma_z} = \frac{2\alpha - 1}{2 - \alpha} \tag{24.8}$$

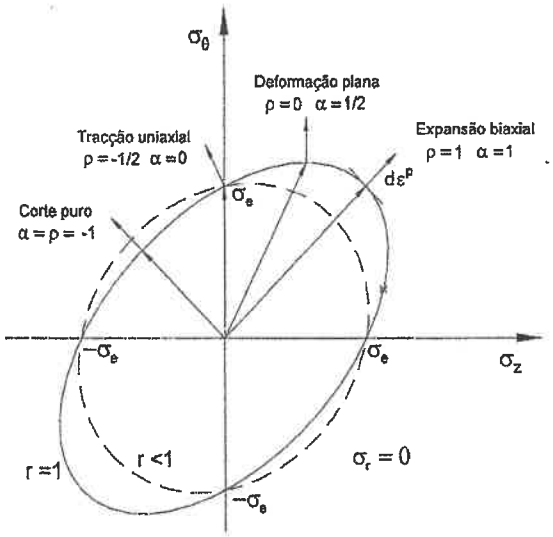


Figura 24.2 Trajectórias de carregamento características da deformação plástica de um tubo sujeito a pressão interna e a força axial de compressão, representadas no plano das tensões principais.

As expressões que foram apresentadas ao longo da exposição viabilizam o cálculo da pressão interior p em função da geometria inicial do tubo, do material e do tipo de carregamento. Para tal, procede-se à substituição das equações (24.6) e (24.1) na expressão da tensão tangencial (24.3), obtendo-se,

$$p = \frac{\sigma_\theta h}{R} = \frac{\overline{\sigma}}{\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\frac{h}{R} = \frac{\overline{\sigma}}{\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\frac{h_0}{R_0}\exp^{\varepsilon_z - \varepsilon_\theta} \tag{24.9}$$

ou,

$$p = \frac{K\overline{\varepsilon}^n}{\sqrt{\alpha^2-\alpha+1}}\frac{h_0}{r_0}\exp^{-\varepsilon_\theta(2+\rho)} \quad \text{e,} \quad p = \frac{K(\varepsilon_0+\overline{\varepsilon})^n}{\sqrt{\alpha^2-\alpha+1}}\frac{h_0}{r_0}\exp^{-\varepsilon_\theta(2+\rho)} \tag{24.10}$$

para materiais metálicos que tenham sido caracterizados através de relações tensão-extensão do tipo $\overline{\sigma} = K\overline{\varepsilon}^n$ e $\overline{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \overline{\varepsilon})^n$, respectivamente. Interessa referir que o valor instantâneo da espessura h da parede do tubo que aparece explicitado na equação (24.9) se relaciona com o valor inicial h_0 através de,

$$h = h_0 \exp(\varepsilon_r) = h_0 \exp\left[-(1+\rho)\varepsilon_\theta\right] = h_0\left(\frac{R}{R_0}\right)^{\frac{1+\alpha}{\alpha-2}} \tag{24.11}$$

Alternativamente, poder-se-ia ter invocado a conservação de volume,

$$h = \frac{R_0\, h_0\, l_0}{R\, l} \tag{24.12}$$

A análise da equação (24.9) permite concluir que a pressão interior p necessária à expansão uniforme do tubo é proporcional aos valores instantâneos da espessura h e da tensão efectiva e inversamente proporcional ao valor instantâneo do raio médio R do tubo.

Durante a fase de expansão uniforme, a espessura h da parede do tubo vai reduzindo e o raio médio R e a tensão efectiva vão aumentando. Enquanto o aumento da tensão efectiva for preponderante, a pressão p sobe. Porém, à medida que a taxa de crescimento da tensão efectiva começa a diminuir, em virtude do material do tubo ir encruando, assiste-se à correspondente diminuição da taxa de crescimento da pressão a qual deverá alcançar um valor máximo p_{max} (figura 24.3). A partir do ponto de pressão máxima (ponto de instabilidade plástica) a deformação do tubo continuará a progredir mas de um modo não-uniforme e sob valores cada vez mais reduzidos de pressão interior. Este efeito é mais acentuado na zona equatorial do comprimento livre do tubo e progride à custa da redução de espessura e do aumento do raio médio da parede do tubo. Em resultado desta deformação, o tubo vai adquirindo uma geometria semelhante à que se encontra representada na figura 24.1c). O instante correspondente ao valor máximo da pressão interior p_{max} assinala o início do mecanismo de instabilidade (plástica) difusa que é caracterizado pela expansão não-uniforme do tubo. A condição de instabilidade difusa é expressa matematicamente através de,

$$dp = 0 \tag{24.13}$$

e corresponde à seguinte relação entre a tensão e a extensão efectivas, (ver problema 24.1),

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{3}{2}\bar{\sigma} \tag{24.14}$$

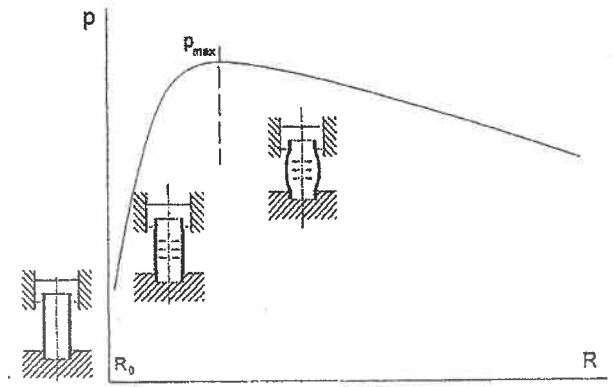


Figura 24.3 Representação esquemática do gráfico de variação da pressão interior com o valor instantâneo do raio do tubo.

Contudo, o problema da fissuração da parede do tubo está associado a um mecanismo subsequente de localização da estricção segundo a direcção axial do tubo (ver figura 24.4).

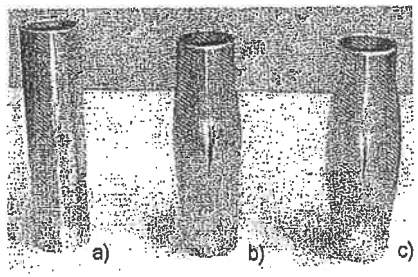


Figura 24.4 Fissuras longitudinais num tubo de alumínio 6060 sujeito a pressão interior. a) geometria inicial, b) fissuração obtida num tubo que foi deformado no estado fornecido e c) fissuração obtida num tubo que foi deformado após ter sido submetido a um tratamento térmico de recozimento [14].

Para se determinar o valor da extensão correspondente ao início da estricção localizada começa-se por identificar a área da secção longitudinal da estricção, $A = w\,h$ (área perpendicular à direcção tangencial θ, ver figura 24.5).

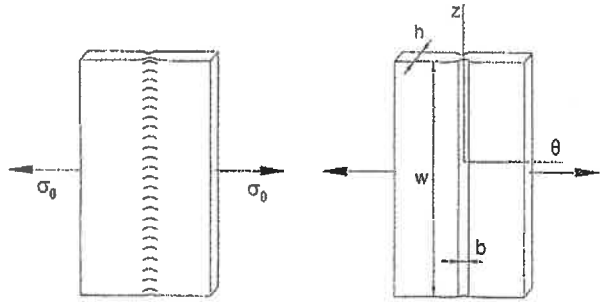


Figura 24.5 Pormenor da parede do tubo procurando evidenciar a estricção localizada que se desenvolve segundo a direcção axial do tubo.

A área da secção longitudinal da estricção pode ser relacionada com a extensão ε_r segundo a espessura da parede do tubo através de,

$$\frac{dA}{A} = \frac{dh}{h} = d\varepsilon_r \qquad w = \text{C}^{te} \tag{24.15}$$

Como o mecanismo de formação da estricção localizada se realiza em condições de deformação plana, $d\varepsilon_z = 0$, o instante correspondente ao início da estricção localizada deverá corresponder a uma diminuição acentuada da carga tangencial $F_\theta = \sigma_\theta A$. Desta forma, a condição de instabilidade plástica localizada pode ser expressa através de,

$$dF_\theta = 0 = d\left(\sigma_\theta A\right) = \sigma_\theta\, dA + A\, d\sigma_\theta \tag{24.16}$$

ou, alternativamente (por substituição de (24.15) na equação anterior), através de,

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = -\frac{dA}{A} = -\frac{dh}{h} = (1+\rho)\, d\varepsilon_\theta = 0 \tag{24.17}$$

Em virtude do quociente α entre as tensões principais permanecer constante durante a deformação plástica do tubo, pode-se escrever a equação anterior em função da tensão efectiva e do incremento de extensão tangencial da forma a seguir indicada,

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta}=\frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}}=(1+\rho)\,d\varepsilon_\theta \tag{24.18}$$

A resolução desta equação permite determinar o valor da extensão tangencial correspondente ao início da instabilidade plástica localizada. Porém, a sua resolução exige a modificação prévia da equação (24.7) de forma a fazer intervir o quociente α entre as tensões principais,

$$\begin{aligned} d\varepsilon_\theta &= \frac{(2-\alpha)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\,d\bar{\varepsilon} \\ d\varepsilon_z &= \frac{(2\alpha-1)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\,d\bar{\varepsilon} \end{aligned} \tag{24.19}$$

Este resultado, permite reescrever a equação (24.18) da forma a seguir indicada,

$$\frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}}=(1+\rho)\frac{(2-\alpha)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\,d\bar{\varepsilon} \tag{24.20}$$

e viabiliza a determinação do valor da extensão efectiva $\bar{\varepsilon}$ correspondente ao início da instabilidade plástica localizada através das seguintes expressões matemáticas, (apresentam-se os casos correspondentes às relações tensão-extensão do tipo $\bar{\sigma}=K\bar{\varepsilon}^n$ e $\bar{\sigma}=K(\varepsilon_0+\bar{\varepsilon})^n$),

$$\begin{aligned} \bar{\varepsilon} &= \frac{n}{(1+\rho)}\frac{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(2-\alpha)}=\frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(1+\alpha)} \\ \bar{\varepsilon} &= \frac{n}{(1+\rho)}\frac{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(2-\alpha)}=\frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(1+\alpha)}-\varepsilon_0 \end{aligned} \tag{24.21}$$

Estas equações permitem obter o valor da extensão efectiva no ponto de instabilidade plástica localizada de uma forma expedita e, desta forma, possibilitam estimar o correspondente valor do raio médio R da parede do tubo.

As componentes axial e tangencial do tensor das extensões no ponto de instabilidade plástica localizada obtêm-se por substituição de (24.21) em (24.19), (apresenta-se somente o caso correspondente à relação tensão-extensão do tipo $\bar{\sigma}=K\bar{\varepsilon}^n$),

$$\begin{aligned} \varepsilon_\theta &= \frac{n}{(1+\rho)} \\ \varepsilon_z &= \frac{n}{(1+\rho)}\frac{(2\alpha-1)}{(2-\alpha)}=\frac{n\rho}{(1+\rho)} \\ \varepsilon_\theta+\varepsilon_z &= n \end{aligned} \tag{24.22}$$

A extensão radial segundo a espessura da parede do tubo calcula-se através da condição de incompressibilidade,

$$\varepsilon_r=-(\varepsilon_\theta+\varepsilon_z)=-n \tag{24.23}$$

Este resultado permite concluir que a instabilidade plástica localizada apenas tem início quando o valor da extensão radial ε_r atinge um valor igual ao do expoente n de encruamento do material do tubo.

As expressões (24.22) e (24.23) também permitem concluir acerca da viabilidade de se conseguirem alcançar expansões circunferenciais muito elevadas sem que ocorram estricções acentuadas e roturas, se forem, em simultâneo, aplicadas extensões axiais de compressão elevadas. De facto, a teoria que temos vindo a apresentar permite afirmar que quando $\alpha=\rho=-1$ apenas deverá ocorrer instabilidade plástica para uma situação limite correspondente a um valor de extensão efectiva $\bar{\varepsilon}=\infty$. Este resultado é equivalente a afirmar que não existirá redução localizada da espessura da parede do tubo no caso do carregamento ser do tipo $\sigma_z=-\sigma_\theta$ (corte puro). Esta conclusão tem uma enorme importância tecnológica pois indica qual o caminho que se deve seguir no fabrico de componentes tubulares por intermédio de fluidos sob pressão em que se exijam expansões circunferenciais muito elevadas.

O gráfico de variação da pressão interior p com o valor instantâneo do raio R do tubo que se encontra representado na figura 24.6 (ver equação (24.9)) permite analisar a influência das trajectórias de carregamento, do encruamento e da anisotropia. De facto, é interessante verificar que do ponto de vista teórico a trajectória de corte puro $\alpha=\rho=-1$ é compatível com a presença de extensões efectivas $\bar{\varepsilon}$ e circunferenciais ε_θ infinitas (∞) no ponto de instabilidade plástica localizada. Ou seja, a trajectória de corte puro é compatível com a ausência de colapso.

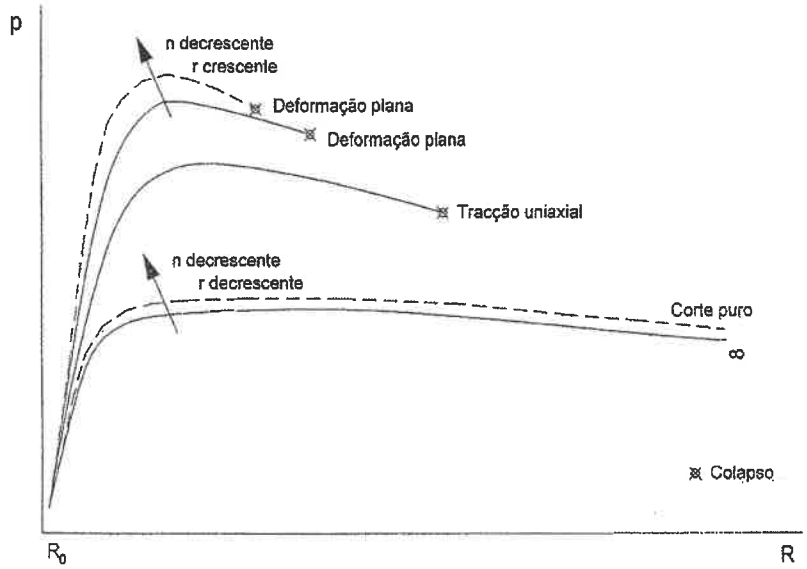


Figura 24.6 Representação esquemática do gráfico de variação da pressão interior com o valor instantâneo do raio do tubo para diferentes trajectórias de carregamento. Assinala-se também a influência do expoente de encruamento e da anisotropia.

Em face do exposto, pode-se afirmar que as trajectórias de carregamento em corte puro deverão ser as escolhas ideais na medida em que permitem obter expansões circunferenciais muito elevadas sem que se verifique adelgaçamento da parede do tubo ($\varepsilon_r \cong 0$).

A influência do coeficiente de anisotropia r no gráfico de variação da pressão interior com o valor instantâneo do raio do tubo (figura 24.6) pode ser explicada com base na sensibilidade da superfície limite de elasticidade ao valor da anisotropia (figura 24.2).

Para concluir a análise dos diferentes mecanismos associados à deformação plástica de um tubo submetido a pressão interior interessa referir a influência da força axial F_z, que se encontra aplicada na extremidade do tubo, no aparecimento e na propagação de instabilidades de natureza geométrica (engelhamentos) semelhantes às que se encontram representadas na figura 24.7.

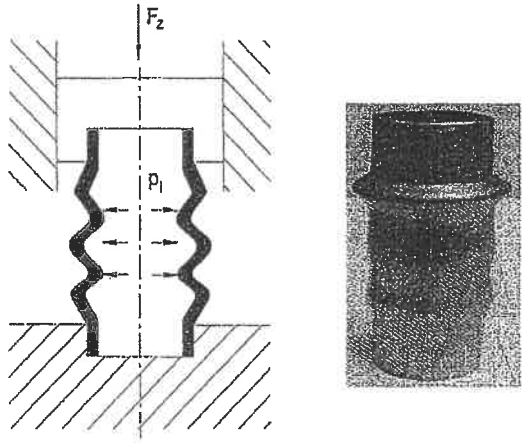


Figura 24.7 Deformação plástica de um componente tubular causada pela aplicação de uma força axial excessiva [14].

A tensão σ_{cr} a partir da qual ocorrem os fenómenos de instabilidade geométrica que se encontram representados na figura 24.7 é determinada através de uma forma modificada da expressão que é habitualmente utilizada na caracterização da instabilidade elástica de um tubo de parede fina sujeito a um carregamento axial,

$$\sigma_{cr} = \frac{E_t}{\sqrt{3(1-\nu^2)}}\frac{h}{R} \qquad l \geq 1.72\sqrt{r_0 h_0} \tag{24.24}$$

A modificação, baseada nos trabalhos de Engesser e Shanley para o comportamento de colunas, consiste na substituição do módulo de elasticidade E pelo módulo tangente E_t, em virtude do engelhamento do tubo ocorrer para níveis de tensão efectiva superiores ao limite de elasticidade do material,

$$E_t = \frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = nK\varepsilon^{n-1} \tag{24.25}$$

A força axial F_{cr} responsável pela ocorrência de engelhamento do tubo (na ausência de pressão interior) pode ser determinada através de,

$$F_{cr} = \frac{2\pi}{\sqrt{3}}\frac{nK\varepsilon^{n-1}}{\sqrt{(1-\nu^2)}}h^2 \qquad l \geq 1.72\sqrt{r_0 h_0} \tag{24.26}$$

Em face do que foi exposto ao longo desta secção podem apresentar-se os limites de enformabilidade da deformação plástica de tubos submetidos a pressão interna e força axial da forma gráfica a seguir indicada,

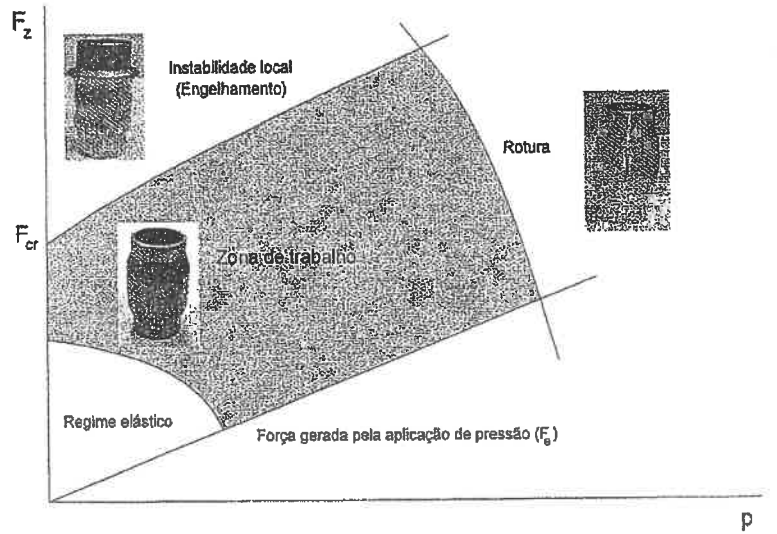


Figura 24.8 Representação esquemática dos limites de enformabilidade de componentes tubulares deformados plasticamente por aplicação de fluidos pressurizados [14].

Produção industrial de componentes tubulares

As aplicações industriais deste processo tecnológico são muito diversificadas. A figura 24.9 apresenta exemplos característicos de três tipos distintos de operações de deformação plástica de componentes tubulares através de fluidos sob pressão.

As pressões utilizadas na deformação plástica de componentes tubulares são habitualmente classificadas em dois grupos distintos:

1) Baixa pressão – quando a pressão interior p é inferior a 100 MPa e a redução de espessura do componente tubular não ultrapassa os 5%. Os raios de concordância especificados para os componentes a fabricar devem ser superiores a $r_c > 10h$.

2) Alta pressão – para aplicações de pressão interior mais elevadas p mas que não ultrapassem os 700 MPa. Neste regime de trabalho são particularmente críticos os aspectos relacionados com a contenção e manutenção de pressões elevadas no interior das ferramentas. Os raios de concordância especificados para os componentes a fabricar podem, em casos extremos, alcançar valores $r_c = 3h$.

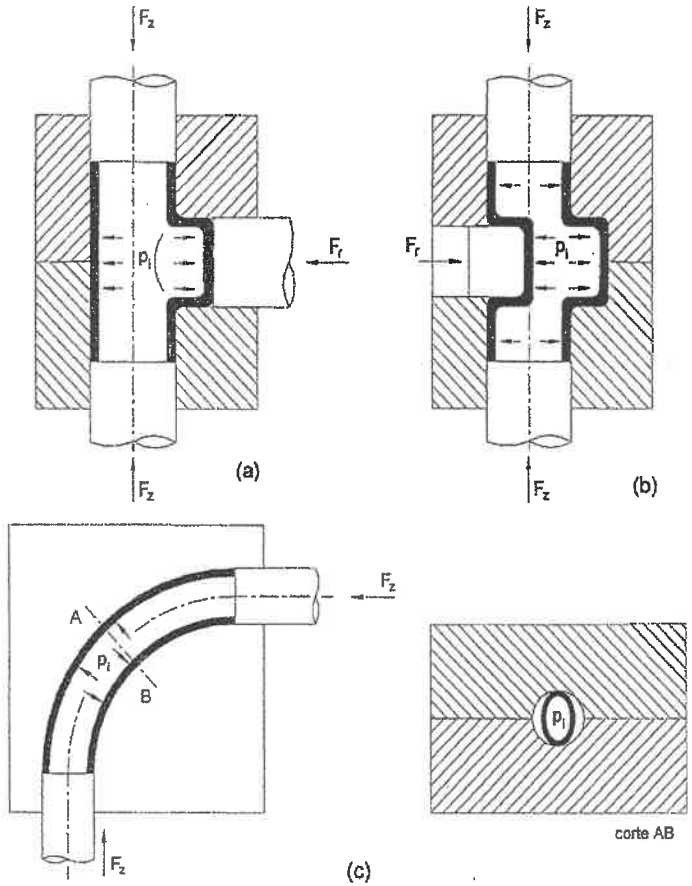


Figura 24.9 Representação esquemática de operações de deformação plástica de componentes tubulares através de fluidos sob pressão: a) deformação plástica por expansão, b) deformação plástica por deslocamento e c) calibração.

A deformação plástica de componentes tubulares através de fluidos sob pressão é aplicável à generalidade dos materiais que habitualmente se utilizam no fabrico de peças estampadas. Destacam-se, pela sua importância, os seguintes materiais:

- Aços St14, St37, OstE300, FEP 04
- Ligas de Alumínio AlMgSi 0.5; AlMg4.5Mn
- Aços inoxidáveis 304, 309, 409, 439
- Ligas de Cobre
- Ligas de Titânio

24.2.2 Chapas

A compreensão dos diferentes mecanismos que se encontram associados à deformação plástica de chapas sujeitas a pressão é muito importante para a concepção e projecto de componentes industriais. Neste sentido, aconselha-se a leitura do ensaio hidráulico de expansão biaxial de chapa (§ 5.5) e do estabelecimento dos limites de enformabilidade de chapas (§ 12.5.2 e § 12.5.3) para melhor compreender os aspectos de natureza tecnológica que são intrínsecos à produção industrial deste tipo de componentes.

Deformação plástica de uma chapa circular sujeita a pressão

No *Capítulo 5* (§ 5.5) procedeu-se a uma análise detalhada das equações fundamentais que regem a deformação e os modos de instabilidade plástica do ensaio de expansão biaxial de chapa (figura 24.10).

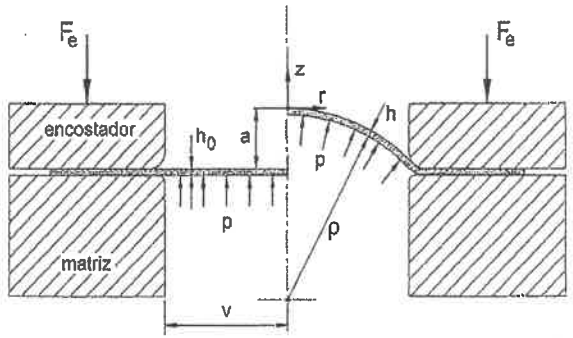


Figura 24.10 Representação esquemática de um ensaio hidráulico de expansão biaxial de chapa.

Neste ensaio a chapa é deformada progressivamente através da acção de um fluido hidráulico sob pressão. Durante a realização do ensaio regista-se continuamente a altura da zona polar, a, e o valor da pressão, p, exercida pela fluido. A expressão que permite calcular a tensão efectiva, $\bar{\sigma}$, a partir da pressão p exercida pelo fluido hidráulico e da altura do pólo correspondente vale,

$$\bar{\sigma} = \frac{v^2 + a^2}{4ah} p \tag{24.27}$$

Conforme discussão feita no § 5.5 haverá instabilidade plástica difusa na zona polar quando a pressão do fluido atingir um valor máximo, seguindo-se-lhe o decréscimo de pressão e a fractura. A condição de instabilidade ($dp = 0$), para as condições do ensaio e para um material que apresente uma relação tensão-extensão do tipo $\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n$ pode ser expressa através de,

$$\frac{1}{\bar{\sigma}}\frac{d\bar{\sigma}}{d\varepsilon_z} \approx \frac{11}{8} - \frac{1}{2\varepsilon_z} \quad \Rightarrow \quad \varepsilon_z = \frac{4}{11}(2n+1) \tag{24.28}$$

A natureza biaxial da solicitação que é aplicada na chapa durante o ensaio hidráulico de expansão determina que não possam ocorrer estricções localizadas havendo somente lugar à estricção difusa (figura 24.11). Excepções a esta regra estão necessariamente associadas a não-homogenidades do material e/ou a defeitos prévios segundo a espessura da chapa os quais podem criar condições para o aparecimento de regiões da chapa em deformação plana.

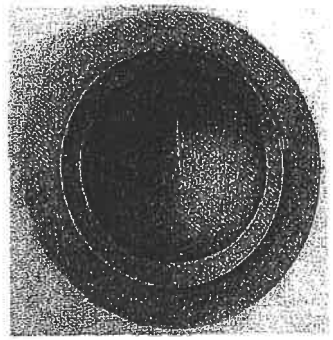


Figura 24.11 Estricção difusa num ensaio hidráulico de expansão biaxial de chapa.

Quando a deformação plástica das chapas for efectuada sob acção conjunta de ferramentas e fluidos sob pressão podem ocorrer, em função das trajectórias de deformação, os dois tipos de instabilidade plástica (ver § 5.2.5 e figura 24.12).

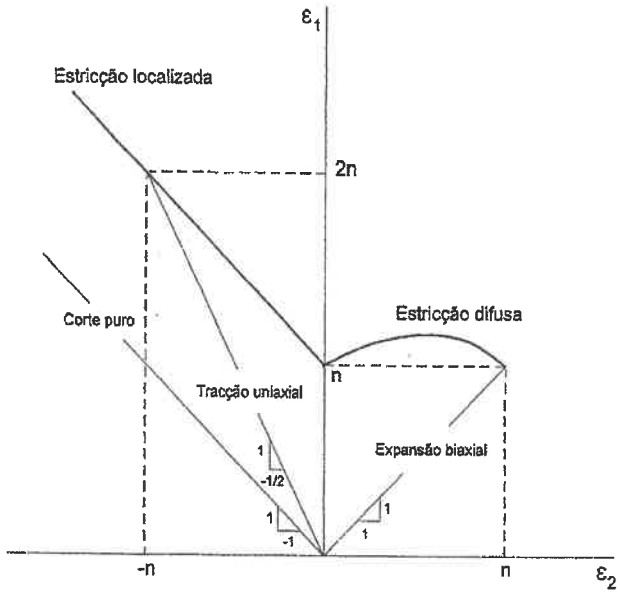


Figura 24.12 Extensões críticas de enformabilidade associadas ao desenvolvimento de mecanismos de estricção difusa e localizada para um material com uma lei de comportamento do tipo $\sigma = K\varepsilon^n$.

Produção industrial deste tipo de componentes

A deformação plástica de chapas através de fluidos sob pressão pode ser classificada em dois grupos distintos:

1) Estampagem com utilização de membrana elástica – incluem-se neste grupo todos os processos em que não existe contacto directo entre o fluido e a chapa. A ausência de contacto deve-se à utilização de uma membrana de borracha que separa o fluido da chapa (figura 24.13). O processo dispensa a utilização de matrizes.

Durante este processo o cunho vai avançando para o interior da câmara onde se encontra o fluido. Cria-se, em resultado desta penetração, uma pressão sobre a chapa que a obriga a deformar e a envolver o punção, o qual, deverá ter a forma geométrica interior da peça que se pretende fabricar. Por outras palavras, a chapa, sob pressão do fluido, é forçada a assumir o contorno do punção. Este processo tecnológico é muito utilizado no fabrico de taças, caixas e estampagens complexas, (nomeadamente para a indústria automóvel), que não possam ser fabricadas através de operações de estampagem convencionais. O processo é igualmente apropriado para o fabrico de pequenas séries em virtude da flexibilidade que lhe é inerente.

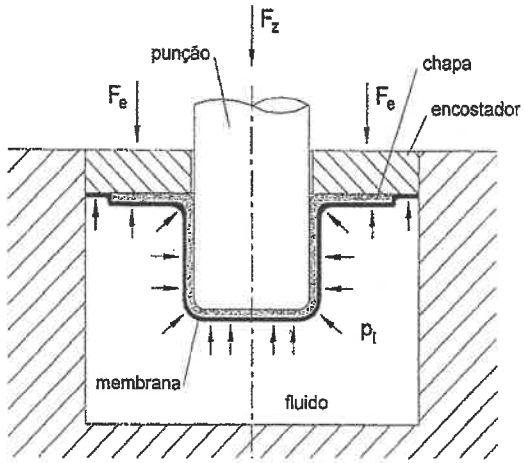


Figura 24.13 Representação esquemática de uma operação de estampagem de chapa com membrana elástica através de fluidos sob pressão.

2) Estampagem com contacto directo entre o líquido e a chapa – incluem-se neste segundo grupo todos os processos tecnológicos em que a acção do fluido sob pressão é utilizada em conjugação com ferramentas de estampagem convencionais (figura 24.14). Esta utilização conjunta permite aumentar significativamente a enformabilidade da chapa através da diminuição do valor do seu coeficiente de estampagem.

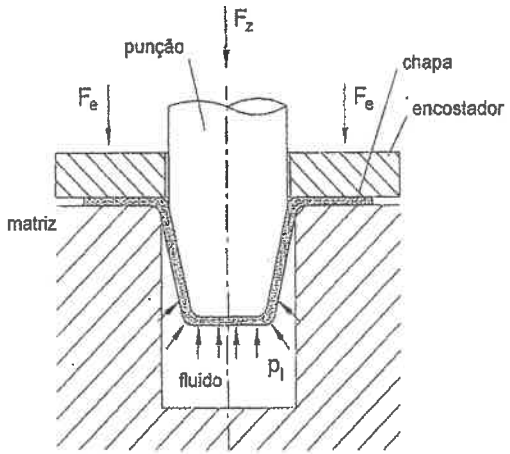


Figura 24.14 Representação esquemática de uma operação de estampagem de chapa através de fluidos sob pressão em que existe contacto directo entre o líquido e a chapa.

Para finalizar a exposição relativa à deformação plástica através de fluídos sob pressão enunciam-se de seguida algumas das vantagens e desvantagens relativas destes processos tecnológicos. De entre as vantagens destacam-se:

1) Este tipo de processos requer geralmente que apenas uma parte da ferramenta seja rígida. Como o punção ou a matriz podem ser dispensados e substituídos pelo fluido sob pressão, reduzem-se os custos de fabrico das ferramentas.

2) Asseguram uma boa repetibilidade, boa precisão dimensional e excelente acabamento superficial.

3) Permitem fabricar peças complexas que não poderiam ser produzidas por processos de fabrico convencionais. No caso de peças estampadas pode inclusive reduzir-se o número de soldaduras em virtude de se poder reduzir o número de componentes individuais.

4) São processos muito apropriados para o fabrico de pequenas séries e para a produção de protótipos.

5) Permitem conceber ferramentas flexíveis.

As principais desvantagens são as seguintes:

1) Possuem cadências de produção lentas. São sobretudo apropriados para pequenas séries de fabrico.

2) Necessitam de ferramentas muito bem acabadas (com níveis de polimento muito bons).

3) Exigem a utilização de prensas com capacidades elevadas para se conseguir suster a contra-pressão aplicada pelo fluido sobre o punção.

24.3 Deformação plástica com ferramentas elásticas

Existem variadíssimas aplicações industriais em que os elementos activos das ferramentas são substituídos por elastómeros. Os elastómeros, ou borrachas, são materiais poliméricos cujas dimensões podem variar bastante quando submetidos a tensões mecânicas e que regressam às dimensões iniciais (não deformadas) quando se retiram as tensões responsáveis pela sua deformação.

As ferramentas elásticas podem ser classificadas em dois grupos distintos:

1) Ferramentas com matriz elástica – este grupo inclui os processos de deformação plástica com ferramentas elásticas em que é o punção que define a forma final da peça. Nestes casos a matriz é fabricada a partir de uma placa ou barra de elastómero de secção rectangular a qual, quando sujeita a compressão, obriga a chapa a deformar-se de acordo com o contorno do punção. No caso da operação de deformação plástica envolver flexões muito significativas do elastómero podem-se utilizar varões ou barras metálicas que não só auxiliam a deformação como asseguram a existência do espaço livre indispensável à sua realização (figura 24.15).
   As matrizes podem ser igualmente constituídas por duas ou mais camadas de elastómeros sobrepostos os quais podem eventualmente estar colados uns aos outros. A utilização de elastómeros dispostos em camada é vantajosa na medida em que se torna menos onerosa sempre que exista a necessidade de substituir um elastómero que entretanto se tenha danificado.
   A espessura mínima das placas de elastómero aconselhadas para o fabrico de matrizes elásticas pode ser estimada a partir da seguinte regra de projecto,

$$h = 50 \cdot \sqrt{l_{max}} \qquad h > 8 \cdot l_{max} \tag{24.29}$$

em que l_{max} representa a profundidade máxima da deformação.

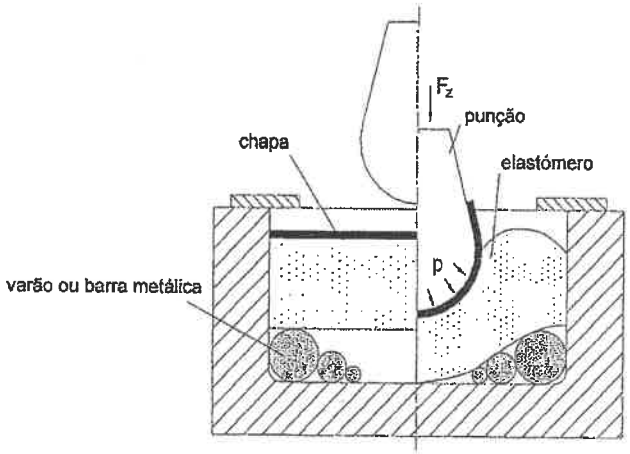


Figura 24.15 Deformação plástica com matriz elástica.

2) Ferramentas com punção elástico – este grupo inclui os processos de deformação plástica com ferramentas elásticas em que é a matriz define a forma final da peça. Este tipo de ferramentas é muito importante na medida em que possibilita o fabrico de peças que apresentem contra-saídas, (isto é, peças em que aparentemente o punção não tenha saída), e que seriam de execução muito difícil através de ferramentas convencionais (figura 24.16).
Os punções elásticos oferecem a vantagem de não riscar as peças e de não estarem sujeitos a ciclos de desgaste e reacondicionamento. Os elastómeros que são actualmente utilizados no fabrico de punções elásticos permitem suportar pressões até valores próximos dos 700 MPa .

São várias as razões que podem justificar a concepção de ferramentas elásticas:

1) Aspectos de natureza económica - As ferramentas convencionais de deformação plástica são caras e muito pouco flexíveis. De facto, uma ferramenta convencional apenas possibilita o fabrico de um determinado tipo de componente com uma forma geométrica muito bem definida. A utilização de elastómeros permite que apenas o punção ou a matriz possuam uma geometria específica introduzindo desta forma um elevado grau de flexibilidade na ferramenta. As ferramentas tornam-se portanto menos dispendiosas.

2) Aspectos de natureza técnica – As ferramentas elásticas permitem fabricar peças que seriam muito difíceis ou mesmo impossíveis de realizar através de ferramentas convencionais.

3) Aspectos ligados à qualidade final das peças obtidas – A qualidade final das peças produzidas através de ferramentas elásticas é muito boa. No que diz respeito à qualidade superficial conseguem-se por intermédio destas ferramentas evitar os riscos que frequentemente aparecem associados à utilização de ferramentas convencionais.

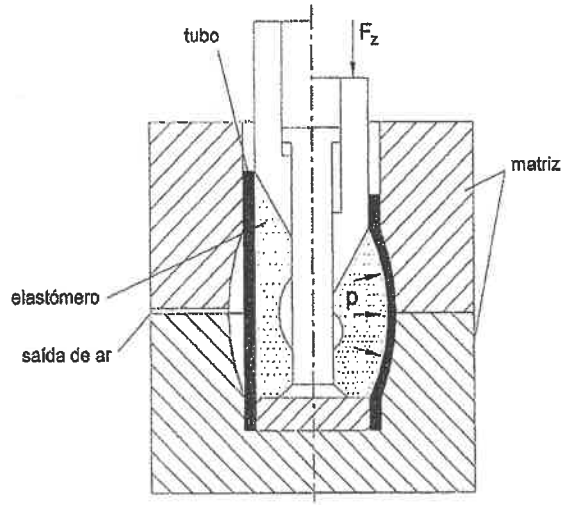


Figura 24.16 Deformação plástica com punções elásticos.

Merece destaque o facto do projectista colocar o núcleo do elastómero na vizinhança da zona de deformação do tubo de modo a assegurar que o elastómero trabalhe em boas condições e que tenha, portanto, uma vida útil bastante longa.

Existem porém dois aspectos muito importantes que devem ser tidos em consideração na concepção, projecto e operação com ferramentas elásticas:

1) Os componentes activos metálicos das ferramentas (punções ou matrizes) devem possuir níveis de acabamento final de muito boa qualidade.

2) Antes de ser dado início à produção devem ser efectuadas algumas deformações preliminares, (aconselha-se um número próximo de 100), para que o elastómero adquira estabilidade dimensional.

24.4 Deformação plástica por forças electromagnéticas

Neste tipo de processos tecnológicos a deformação plástica do material não é realizada através da pressão induzida no fluido ou no elastómero mas através da acção de um campo magnético criado na própria peça (figura 24.17).

Consequentemente, o processo é dependente das propriedades eléctricas do material a deformar recomendando-se que a sua resistividade eléctrica seja, sempre que possível, inferior a 15 μΩ cm. De entre os materiais mais utilizados merecem destaque o cobre, o alumínio, os aços carbono e inoxidáveis e os metais preciosos.

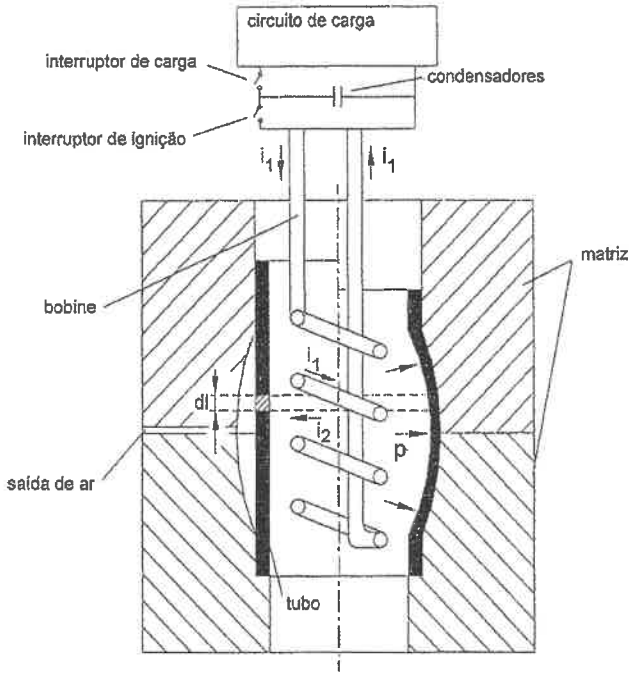
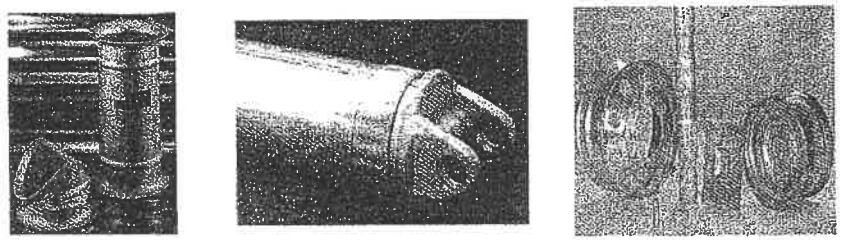


Figura 24.17 Deformação plástica de um componente tubular através de forças electromagnéticas.

Um campo magnético variável no tempo induz uma corrente eléctrica no material da peça. A presença simultânea de um campo magnético e de corrente eléctrica induzida dá origem a forças magnéticas de uma natureza análoga às que são habitualmente geradas

entre dois condutores eléctricos percorridos por correntes eléctricas paralelas de igual sentido (efeito repulsivo) ou de sentido contrário (efeito atractivo).

A energia eléctrica que é necessária para deformar a peça é acumulada numa bateria de condensadores (com capacidade total igual a C). Após se fechar o interruptor de ignição a bobine é atravessada por uma corrente eléctrica de descarga i_1 variável ao longo do tempo segundo uma forma sinusoidal amortecida. A corrente de descarga i_1 é responsável pela criação de um campo magnético ao redor da bobine, o qual vai induzir uma corrente i_2 sobre um elemento de volume genérico dl situado no interior da peça a deformar. As forças electromagnéticas que se originam entre o tubo e a bobine (colocada no interior do tubo) tendem a afastá-los um do outro e, no caso da bobine ser rígida, tendem a expandir o tubo de encontro à matriz (figura 24.18a)). Caso a bobine fosse colocada ao redor do tubo gerar-se-iam forças electromagnéticas que provocariam esforços de contracção na parede do tubo (figura 24.18b)).



(a) (b) (c)

Figura 24.18 Utilização dos esforços de a) expansão e de b) contracção gerados pelas forças electromagnéticas para deformar e unir componentes tubulares, (cortesia da empresa Magneform - Magnetic Forming Systems).
c) Exemplos de aplicação (cortesia da empresa IAP Research, Inc.).

As intensidades de corrente utilizadas neste processo tecnológico são geralmente muito elevadas podendo em alguns casos atingir as centenas de kiloAmpéres. As voltagens V do circuito de carga são igualmente elevadas e a energia total W gerada por um circuito deste tipo é calculada através de,

$$W = \frac{1}{2} C V^2 \qquad (24.30)$$

Devido ao facto da corrente induzida na peça ser elevada, verifica-se o seu aquecimento por efeito de Joule e, consequentemente, a redução do valor da tensão limite de elasticidade do material.

A frequência de descarga f do campo magnético varia em função dos valores da indutância L da bobine e da capacidade C dos condensadores,

$$f = \frac{\varpi}{2\pi} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \tag{24.31}$$

O símbolo ϖ representa a pulsação do circuito eléctrico,

$$\varpi = \frac{1}{\sqrt{LC}} \tag{24.32}$$

A constante de amortecimento do circuito τ vale,

$$\tau = 2L/R \tag{24.33}$$

em que R representa a resistência do circuito de descarga.

O campo magnético criado pela corrente de descarga i_1 que atravessa a bobine pode ser obtido através de,

$$H = H_0 \exp^{-\frac{t}{\tau}} \operatorname{sen} \varpi t \tag{24.34}$$

Convém recordar que a relação entre o campo magnético H e a indução B da bobine é dada através de,

$$B = \mu H \tag{24.35}$$

em que μ é a permeabilidade magnética absoluta cujo valor é obtido através de,

$$\mu = \mu_0 \cdot \mu_r \tag{24.36}$$

Como no caso dos materiais metálicos ($\mu_r \cong 1$) pode-se estimar o valor da permeabilidade magnética absoluta através de,

$$\mu \cong \mu_0 = 4\pi \times 10^{-7} \text{ H/m} \tag{24.37}$$

A penetração δ do campo magnético no interior do componente varia com a frequência de descarga f e com a condutividade eléctrica do material γ da forma a seguir indicada,

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\mu \pi f \gamma}} \tag{24.38}$$

Para a gama de frequências habitualmente utilizadas neste processo (5 – 10 kHz) obtêm-se penetrações típicas do campo magnético que variam entre 0.6 – 2.5 mm em função do valor da condutividade eléctrica do material utilizado. Pode-se nestas condições concluir que o campo magnético e a corrente induzida dão origem ao aparecimento de forças electromagnéticas (forças de Laplace) nas camadas superficiais situadas na própria peça. A força elementar de Laplace aplicada sobre um elemento de volume de material vale,

$$dF = \mu H \frac{\partial H}{\partial x} dx\, dy\, dz \tag{24.39}$$

A pressão electromagnética associada às forças de Laplace é obtida através de (figura 24.19),

$$p(t) = \int_0^{\delta_{max}} \mu H \frac{\partial H}{\partial x} dx = p_0 \exp^{-\frac{2t}{\tau}} \operatorname{sen}^2 \varpi t$$
$$p_0 = \frac{\mu}{2} H_0^2 \tag{24.40}$$

em que o símbolo δ_{max} representa a penetração máxima do campo magnético no interior da peça, ou seja, a distância a partir da qual o campo magnético H é nulo.

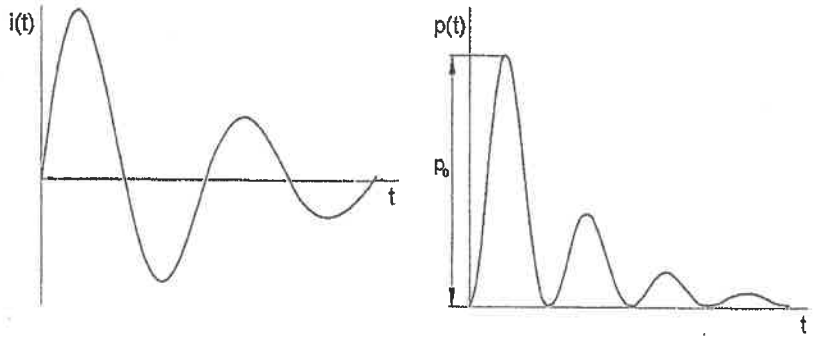


Figura 24.19 Representação esquemática da corrente eléctrica e da pressão electromagnética ao longo do tempo de descarga (geralmente da ordem dos 50 a 200μs).

Em face do exposto o a pressão electromagnética aplicada na peça pode ser estimada de uma forma aproximada através de,

$$p(t) \cong \frac{\mu H^2}{2} = \frac{B^2}{2\mu} \qquad (24.41)$$

No caso da deformação plástica de componentes tubulares, e à semelhança do que já tinha sido afirmado relativamente ao caso da deformação através de fluidos sob pressão (§ 24.2.1), convém ter presente que o valor da pressão máxima aplicada deve estar condicionado a um valor limite que impeça a instabilidade plástica e o subsequente colapso.

De entre as principais vantagens deste processo tecnológico destacam-se as seguintes:

1) O custo das ferramentas é inferior ao das ferramentas convencionais.
2) As ferramentas são mais flexíveis possibilitando o fabrico de componentes com características geométricas muito diversas.
3) As solicitações são aplicadas na peça de um modo uniforme, conseguindo-se através deste processo deformar plasticamente peças que seriam muito difíceis ou mesmo impossíveis de fabricar através de ferramentas convencionais.
4) A qualidade final das peças produzidas através da aplicação de forças magnéticas é muito boa. No que diz respeito à qualidade superficial conseguem-se evitar todos os tipos de riscos que aparecem frequentemente associados à utilização de ferramentas convencionais.

Quanto às desvantagens do processo de deformação plástica por forças electromagnéticas são habitualmente identificadas as seguintes:

1) A durabilidade das bobines é crítica quando se deformam materiais com baixa condutividade eléctrica e/ou elevada resistência mecânica.
2) As questões de segurança dos operadores são igualmente críticas devido às elevadas voltagens (3 a 20 kV) que são utilizadas por estes equipamentos.

Antes de concluir esta secção dedicada à deformação plástica por intermédio de forças electromagnéticas interessa salientar que o processo não se encontra limitado às formas tubulares podendo igualmente ser utilizado na produção de componentes a partir de chapa (figura 24.20).

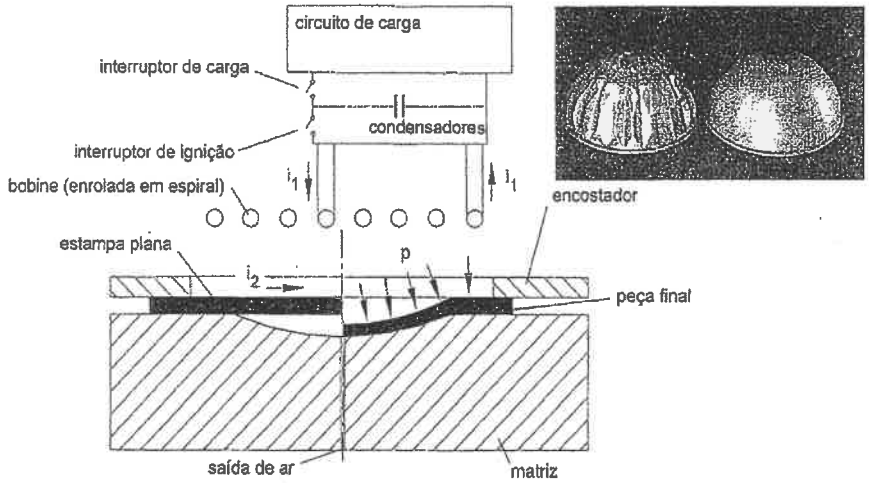


Figura 24.20 Estampagem de chapa através de forças electromagnéticas. Os exemplos apresentados são cortesia da empresa Magneform - Magnetic Forming Systems.

24.5 Deformação plástica por explosão

A deformação plástica por explosão realiza-se habitualmente dentro de uma câmara, com água, no interior da qual se faz deflagrar uma carga explosiva. Para iniciar a explosão colocam-se detonadores eléctricos em contacto com a carga explosiva. Os detonadores estão ligados a uma fonte de corrente eléctrica que envia o impulso necessário ao funcionamento do detonador e à detonação da explosão. A explosão origina uma onda de pressão que, ao atingir a peça, lhe aplica um momento cinético que a projecta de encontro à matriz.

As peças deformadas por explosão ficam com uma forma geométrica igual à da matriz (ver figuras 24.21 e 24.22), e apresentam geralmente níveis de recuperação elástica muito pouco significativos. As características deste processo tecnológico possibilitam inclusive que em alguns casos a matriz possa ser fabricada em cimento.

O valor máximo de pressão desenvolvido durante a explosão pode ser relacionado com a massa m (ou quantidade de explosivo), com a distância d do explosivo à peça e com o tipo de explosivo K da forma simbólica a seguir apresentada,

$$p \propto K\left(\frac{m^a}{d}\right)^b \qquad (24.42)$$

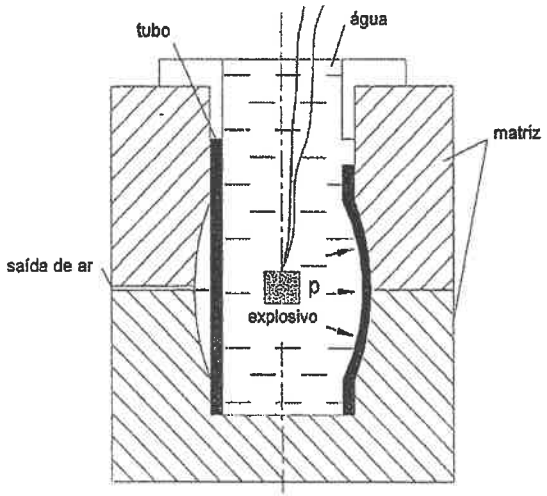


Figura 24.21 Deformação plástica de um componente tubular por explosão.

Os explosivos mais utilizados são a dinamite, o PETN ($C_5H_8N_{12}O_4$), o TNT ($C_7H_5N_3O_6$) e o RDX ($C_3H_6N_6O_6$) os quais permitem obter valores máximos de pressão de detonação compreendidos entre os 13.8 e os 27.6 GN/m^2. Estes valores elevados de pressão aceleram os materiais até velocidades próximas dos 30 a 200 m/s.

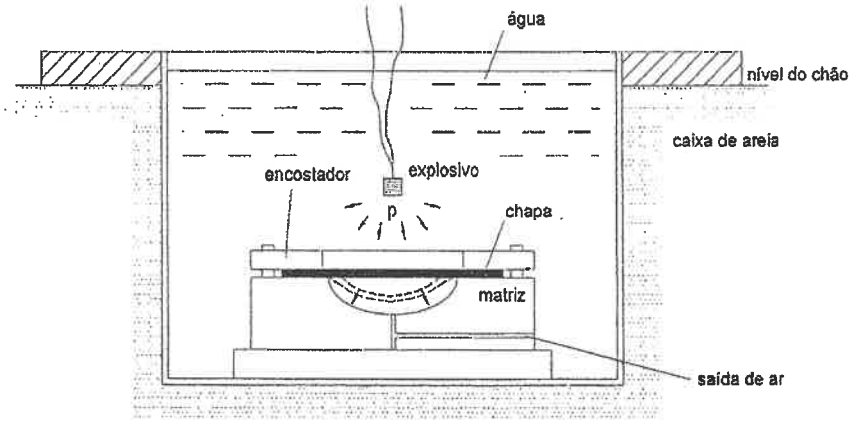
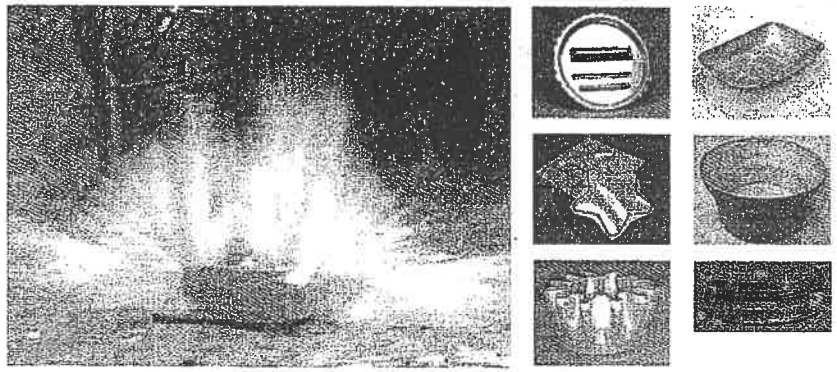


Figura 24.22 Estampagem de uma chapa por explosão.

Este processo de deformação plástica é sobretudo adequado ao fabrico de protótipos e ao fabrico de séries de produção baixas ou unitárias evitando, com vantagens económicas, a construção e utilização de ferramentas convencionais. Permite igualmente fabricar peças com geometria complexa que habitualmente necessitariam de mais do que uma operação de deformação plástica convencional para serem produzidas. A figura 24.23 apresenta exemplos de peças fabricadas por explosão.



(a) (b)

Figura 24.23 Deformação plástica por explosão: a) explosão e b) exemplos de peças fabricadas (cortesia da empresa Exploform B.V.).

A deformação plástica por explosão é também muito apropriada para o fabrico de peças de grandes dimensões na medida em que a fonte de energia (practicamente ilimitada) quase não oferece limitações relativamente às dimensões das peças a produzir. Citam-se como exemplos de peças de grandes dimensões fabricadas por explosão as virolas dos foguetões Saturno V e dos mísseis balísticos e as carcaças de algumas turbinas de aviões. No caso concreto da indústria aeroespacial merece destaque a utilização dos seguintes materiais:

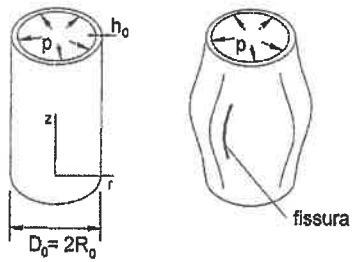
- Ligas de titânio Ti6Al4V.
- Alumínio 2024, 6061 e 6082.
- Ligas de magnésio.
- Ligas de níquel (ex. Hastelloy).

As principais desvantagens deste processo estão relacionadas com a repetibilidade, a segurança de pessoas e bens e com problemas ambientais relacionados com o ruído.

24.6 Problemas

Problema 24.1

Considere os fenómenos de instabilidade plástica que decorrem da deformação de componentes tubulares por intermédio de fluidos sob pressão.



a) Deduza a condição de instabilidade plástica difusa admitindo que a aplicação de pressão interior p dá origem a um estado de tracção uniaxial ao longo da direcção tangencial do tubo.

b) Estime o valor da pressão interior máxima p_{max} nas condições da alínea anterior para um material com uma relação tensão-extensão do tipo $\overline{\sigma} = K\overline{\varepsilon}^n$.

c) Determine o valor da extensão efectiva correspondente ao início da localização da estricção.

Resolução

a) As tensões de membrana que resultam da aplicação de pressão interior num tubo com as extremidades livres são as seguintes,

$$\sigma_\theta = \frac{pR}{h}$$

$$\sigma_r = \sigma_z = 0$$

Como a forma diferencial da tensão tangencial pode ser expressa através de,

$$d\sigma_\theta = \frac{R}{h}\,dp + \frac{p}{h}\,dR - \frac{pR}{h^2}\,dh$$

então, dividindo a forma diferencial pela tensão tangencial obtém-se a seguinte equação,

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = \frac{dp}{p} + \frac{dR}{R} - \frac{dh}{h}$$

Admitindo que a aplicação da pressão interior p dá origem a um estado de tracção uniaxial ao longo da direcção tangencial do tubo podem estabelecer-se as seguintes relações,

$$\sigma_\theta = \overline{\sigma}$$

$$\varepsilon_\theta = \overline{\varepsilon}$$

$$d\varepsilon_\theta = -2\,d\varepsilon_r = -2\,d\varepsilon_z$$

$$d\varepsilon_\theta = \frac{dR}{R} \qquad d\varepsilon_r = \frac{dh}{h}$$

Nestas condições consegue-se reescrever a equação anterior da forma que se indica a seguir,

$$\frac{d\overline{\sigma}}{\overline{\sigma}} = \frac{dp}{p} + d\overline{\varepsilon} + \frac{d\overline{\varepsilon}}{2}$$

A condição de instabilidade plástica característica do início do mecanismo de estricção difusa obtém-se impondo a condição $dp = 0$,

$$\frac{d\overline{\sigma}}{\overline{\sigma}} = \frac{3}{2}\,d\overline{\varepsilon}$$

b) A condição de instabilidade plástica difusa aplicada a um material com uma relação tensão-extensão do tipo $\overline{\sigma} = K\overline{\varepsilon}^n$, determina que o início da deformação plástica não-uniforme deva ocorrer para um valor de extensão efectiva igual a,

$$\overline{\varepsilon} = \frac{2}{3}\,n$$

Como o raio R e a espessura h do tubo podem, em cada instante da deformação, ser calculados através de,

$$R = R_0 \exp^{\varepsilon_\theta} = R_0 \exp^{\bar{\varepsilon}}$$

$$h = h_0 \exp^{\varepsilon_r} = h_0 \exp^{-\frac{\bar{\varepsilon}}{2}}$$

então, obtém-se o valor instantâneo da pressão interior p através da seguinte expressão,

$$p = \frac{\sigma_\theta h}{R} = \bar{\sigma}\frac{h_0}{R_0}\exp^{-\frac{3}{2}\bar{\varepsilon}}$$

Nestas condições, a pressão interior máxima p_{max} que ocorre no início da estricção difusa é calculada através de,

$$p_{max} = K\frac{h_0}{R_0}\left(\frac{2}{3}n\right)^n \exp^{-n}$$

c) Embora a instabilidade plástica difusa esteja relacionada com a obtenção de um valor máximo de pressão interior a partir do qual o tubo continua a expandir de uma forma relativamente descontrolada, tal não significa que o interesse tecnológico pela deformação do tubo acabe ou, simplesmente, deixe de fazer sentido após se ter atingido esse instante. De facto o início da estricção difusa que ocorre para um valor de extensão efectiva $\bar{\varepsilon} = \frac{2}{3}n$ não condiciona a localização da estricção e também não estimula a ocorrência imediata de resultados catastróficos. Pelo contrário, após o início da instabilidade plástica difusa assiste-se à continuação da expansão do tubo para valores decrescentes de pressão interior.

A localização da estricção ocorre para valores mais elevados de extensão efectiva e está relacionada com a obtenção de um valor máximo para a força F_θ que é transmitida através da parede do tubo (ver § 24.2.1),

$$dF_\theta = 0 = d(\sigma_\theta A) = \sigma_\theta\, dA + A\, d\sigma_\theta$$

Nestas condições,

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = -\frac{dA}{A}$$

ou, tendo em consideração a variação de área $dA = dh \cdot w$ da secção longitudinal da zona em estricção,

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = -\frac{dh}{h} = -d\varepsilon_r$$

Recorrendo de seguida às equações constitutivas de Levy-Mises e, tendo em consideração que não existem forças axiais F_z aplicadas no tubo (ver enunciado do problema), consegue-se escrever o incremento de extensão radial $d\varepsilon_r$ da forma a seguir indicada,

$$d\varepsilon_r = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left(\sigma_r - \frac{1}{2}(\sigma_z + \sigma_\theta)\right) = -\frac{d\bar{\varepsilon}}{2\bar{\sigma}}\sigma_\theta$$

Substituindo o incremento de extensão radial $d\varepsilon_r$ na condição de instabilidade plástica localizada característica da deformação plástica de componentes tubulares através de fluidos sob pressão, obtém-se,

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{1}{2}\bar{\sigma} \qquad \bar{\sigma} = \sigma_\theta$$

Concretizando para o caso dum tubo cujo material esteja especificado através de uma lei de comportamento tensão-extensão do tipo, $\bar{\sigma} = K\,\bar{\varepsilon}^n$, conclui-se que o nível de extensão para o qual ocorre a localização da estricção é igual a,

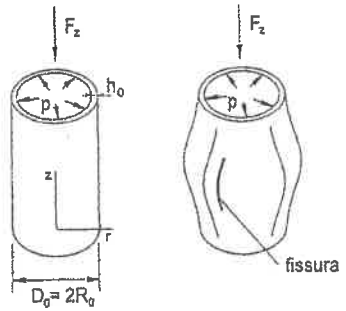
$$\bar{\varepsilon} = 2n$$

Nota: Chegar-se-ia ao mesmo valor através da equação (24.21), caso se tivesse aplicado uma trajectória de carregamento de tracção uniaxial ($\alpha = 0$, $\rho = -1/2$),

$$\bar{\varepsilon} = \frac{n}{(1+\rho)}\frac{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(2-\alpha)} = \frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(1+\alpha)} = 2n$$

Problema 24.2

Considere a deformação plástica de componentes tubulares através da aplicação simultânea de fluidos sob pressão e cargas axiais.



a) Deduza a condição de instabilidade plástica localizada e determine o valor da extensão efectiva no instante correspondente ao início da estricção para materiais que apresentem relações tensão-extensão do tipo $\overline{\sigma} = K\overline{\varepsilon}^n$ e $\overline{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \overline{\varepsilon})^n$.

b) Discuta a influência da carga axial F_z no início da localização da estricção.

c) Calcule o valor da pressão no instante correspondente ao início da instabilidade plástica localizada.

Resolução

a) A condição de instabilidade plástica localizada para um tubo com extremidades livres expressa-se da forma a seguir indicada (ver problema 24.1),

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = -d\varepsilon_r$$

Recorrendo às equações constitutivas de Levy-Mises e, tendo em consideração que existem forças axiais F_z aplicadas, consegue-se escrever $d\varepsilon_r$ da forma a seguir indicada,

$$d\varepsilon_r = \frac{d\overline{\varepsilon}}{\overline{\sigma}}\left(\sigma_r - \frac{1}{2}(\sigma_z + \sigma_\theta)\right) = -\frac{d\overline{\varepsilon}}{2\overline{\sigma}}(1+\alpha)\sigma_\theta \qquad \alpha = \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta}$$

em que σ_z é o valor da tensão axial que resulta da força F_z aplicada na extremidade do tubo. É importante salientar que o problema 24.1 corresponde ao caso particular da força axial $F_z = 0$ (trajectória de carregamento uniaxial, $\alpha = 0$).

Atendendo ao facto da tensão efectiva poder ser escrita em função de α da forma a seguir indicada,

$$\overline{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_r)^2} = \sigma_\theta\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}$$

então, consegue-se reescrever-se o incremento de extensão radial $d\varepsilon_r$ sob a forma,

$$d\varepsilon_r = -\frac{(1+\alpha)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\,d\overline{\varepsilon}$$

e, finalmente, obtém-se a condição de instabilidade plástica localizada característica da deformação plástica de componentes tubulares através da aplicação simultânea de fluidos sob pressão e cargas axiais,

$$\frac{d\overline{\sigma}}{d\overline{\varepsilon}} = \frac{(1+\alpha)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\,\overline{\sigma}$$

A expressão anterior permite concluir que para um material com uma relação tensão-extensão do tipo $\overline{\sigma} = K\overline{\varepsilon}^n$, a instabilidade plástica localizada deve ocorrer para um valor de extensão efectiva igual a,

$$\overline{\varepsilon} = \frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(1+\alpha)}$$

No caso de um material com uma relação tensão-extensão do tipo $\overline{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \overline{\varepsilon})^n$, pode concluir-se que a instabilidade plástica localizada deve ocorrer para um valor de extensão efectiva igual a,

$$\overline{\varepsilon} = \frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(1+\alpha)} - \varepsilon_0$$

b) Os resultados que foram obtidos na alínea anterior permitem afirmar que a capacidade de deformação plástica de componentes tubulares através da aplicação simultânea de fluidos sob pressão e cargas axiais é dependente (i) do valor da pré-extensão ε_0 resultante de deformação prévia a frio, (ii) do expoente de encruamento n e, (iii) do quociente α entre as componentes de tensão axial e tangencial.

Tomando como exemplo o caso de um tubo em que o valor da pré-extensão do material $\varepsilon_0 = 0$, (resultante, por exemplo, de uma operação preliminar de recozimento), e em que a trajectória de carregamento seja de corte puro ($\sigma_z = -\sigma_\theta$) em virtude da aplicação simultânea de pressão interior e carga axial,

$$\alpha = \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} = -1$$

$$\rho = \frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_\theta} = \frac{\dfrac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left(\sigma_z - \dfrac{1}{2}\sigma_\theta\right)}{\dfrac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left(\sigma_\theta - \dfrac{1}{2}\sigma_z\right)} = -1$$

pode concluir-se que a instabilidade plástica localizada apenas deverá ocorrer para uma situação limite correspondente a um valor de extensão efectiva,

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{(1+\alpha)} = \infty$$

Este resultado é equivalente a afirmar que não existirá redução localizada da espessura da parede do tubo no caso da trajectória de carregamento ser de corte puro. De facto, conseguem-se alcançar extensões tangenciais elevadas desde que sejam aplicadas extensões axiais de compressão adequadas ao longo do comprimento livre do tubo e desde que a soma destas extensões seja inferior ao valor do expoente de encruamento n.

$$\varepsilon_\theta = \frac{n}{(1+\rho)}$$

$$\varepsilon_z = \frac{n}{(1+\rho)}\frac{(2\alpha-1)}{(2-\alpha)} = \frac{n\rho}{(1+\rho)}$$

$$\varepsilon_\theta + \varepsilon_z = n$$

No caso da soma $\varepsilon_z + \varepsilon_\theta > n$ numa qualquer zona do tubo terá desde logo início um mecanismo de localização da estricção que culminará com a formação de uma fissura.

c) O raio R e a espessura h do tubo podem, em cada instante da deformação, ser calculados através de, (ver problema 24.1),

$$h = h_0 \exp^{\varepsilon_r} = h_0 \exp\left[-\ln\left(\frac{R_1}{R_0}\right)\frac{\sigma_z + \sigma_\theta}{2\sigma_0 - \sigma_z}\right] = h_0\left(\frac{R_1}{R_0}\right)^{\frac{1+\alpha}{\alpha-2}}$$

$$R = R_0 \exp^{\varepsilon_\theta}$$

Substituindo estas relações na equação (24.9), que permite calcular a pressão interior p em função da geometria inicial do tubo, do material e do tipo de carregamento, obtém-se,

$$p = \frac{\sigma_0 h}{R} = \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\frac{h_0}{R_0}\exp^{\varepsilon_r - \varepsilon_\theta}$$

O valor da pressão interior correspondente ao início da localização da estricção para um material que apresente uma relação tensão-extensão do tipo $\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n$, pode ser calculado através de,

$$p = \frac{K\bar{\varepsilon}^n}{\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}\frac{h_0}{R_0}\exp^{-\varepsilon_\theta(2+\rho)}$$

As expressões que foram deduzidas anteriormente permitem compreender a origem das fórmulas de natureza prática que se apresentam a seguir e que são habitualmente utilizadas no cálculo dos valores de pressão interior:

Início da deformação do tubo: $p_0 = \sigma_e \dfrac{2h_0}{2R_{I0} - h_0}$

Início da estricção localizada: $p_1 = \sigma_R \dfrac{2h_0}{2R_{I0} - h_0}$

em que o símbolo $R_{I0} = R_0 + h_0/2$ representa o raio inicial da parede exterior do tubo e σ_e, σ_R representam as tensões limite de elasticidade e de rotura, respectivamente.

Problema 24.3

Proceda à dedução das equações que são habitualmente utilizadas na estimativa das pressões e forças intervenientes numa operação convencional de deformação plástica de componentes tubulares em matriz fechada por intermédio da actuação de fluidos sob pressão destinada a fabricar o componente que se encontra representado na figura[1].

Resolução

Para resolver este problema é importante começar por observar-se a figura que se apresenta na página seguinte. Identificam-se três fases distintas do processo:

a) Fase 1 - correspondente ao enchimento/pressurização do tubo

b) Fase 2 - caracterizada pela deformação plástica do tubo e pela aproximação à geometria final pretendida

c) Fase 3 - caracterizada pela deformação plástica do tubo indispensável à reprodução de pequenos detalhes e à calibração geométrica final.

Alguns autores preferem substituir a terminologia '1, 2 e 3' que foi utilizada na identificação de cada uma destas fases pelas designações 'pressurização, deformação plástica e calibração'.

Fase 1

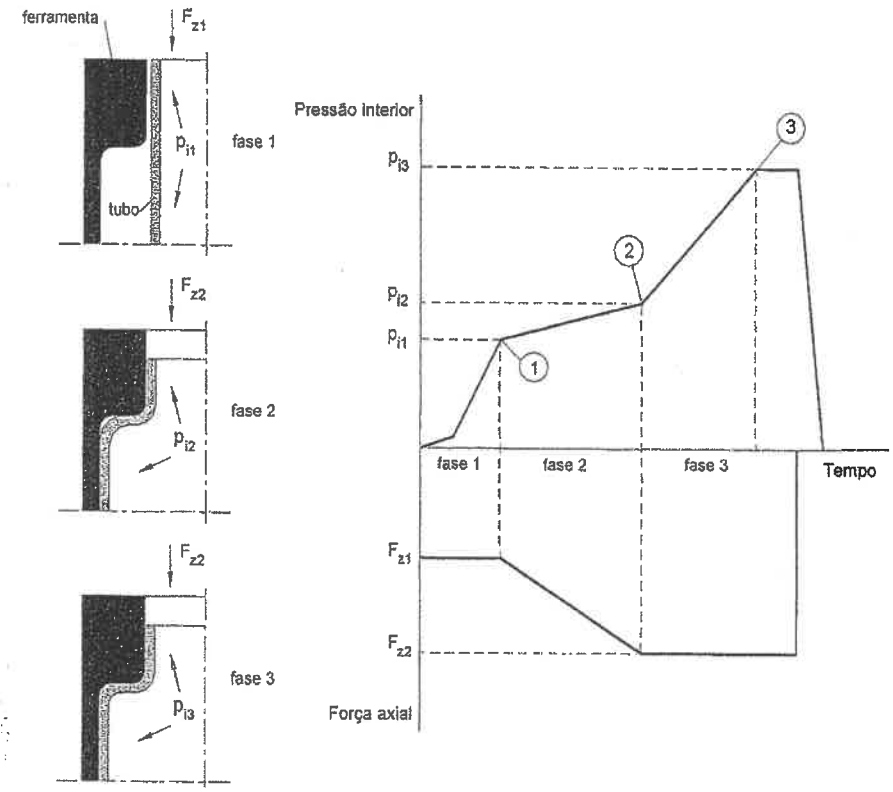
No decorrer desta fase procede-se à pressurização do tubo sendo para o efeito muito importante manter o tubo apertado na posição correcta. A força axial F_{z1} que é preciso aplicar durante este procedimento é determinada através de,

$$F_{z1} = p_{z1}A_1 = p_{z1}A_0 = p_{z1}\left(D_0^2 - d_0^2\right)\frac{\pi}{4}$$

em que D_0 e d_0 representam o diâmetro exterior e interior do tubo não deformado, $A_1 = A_0$ é a área da secção transversal do tubo e p_z é a pressão axial resultante da aplicação de uma força axial. Em virtude de não existir deformação plástica do material do tubo durante a fase 1 é lícito admitir-se,

$$p_{z1} = 0.1 \sim 0.2\sigma_e$$

[1] Este problema foi construído com base na referência [10].



Fase 2

Na fase 2 aumenta-se o valor da força axial de modo a empurrar o material do tubo para o interior da região em deformação plástica. Para estimar o valor da força F_{z2} utiliza-se o método da energia uniforme e considera-se que o trabalho ideal W_i necessário para deformar plasticamente o tubo pode ser calculado através de,

$$W_i = V\int\sigma d\varepsilon = \sigma_{unif}\varepsilon V$$

em que V é o volume do material deformado, σ_{unif} é o valor médio da tensão na fase 2 e ε representa o valor da extensão uniaxial para a geometria correspondente ao final desta fase.

Problema 24.3

Proceda à dedução das equações que são habitualmente utilizadas na estimativa das pressões e forças intervenientes numa operação convencional de deformação plástica de componentes tubulares em matriz fechada por intermédio da actuação de fluidos sob pressão destinada a fabricar o componente que se encontra representado na figura[1].

Resolução

Para resolver este problema é importante começar por observar-se a figura que se apresenta na página seguinte. Identificam-se três fases distintas do processo:

a) Fase 1 - correspondente ao enchimento/pressurização do tubo

b) Fase 2 - caracterizada pela deformação plástica do tubo e pela aproximação à geometria final pretendida

c) Fase 3 - caracterizada pela deformação plástica do tubo indispensável à reprodução de pequenos detalhes e à calibração geométrica final.

Alguns autores preferem substituir a terminologia '1, 2 e 3' que foi utilizada na identificação de cada uma destas fases pelas designações 'pressurização, deformação plástica e calibração'.

Fase 1

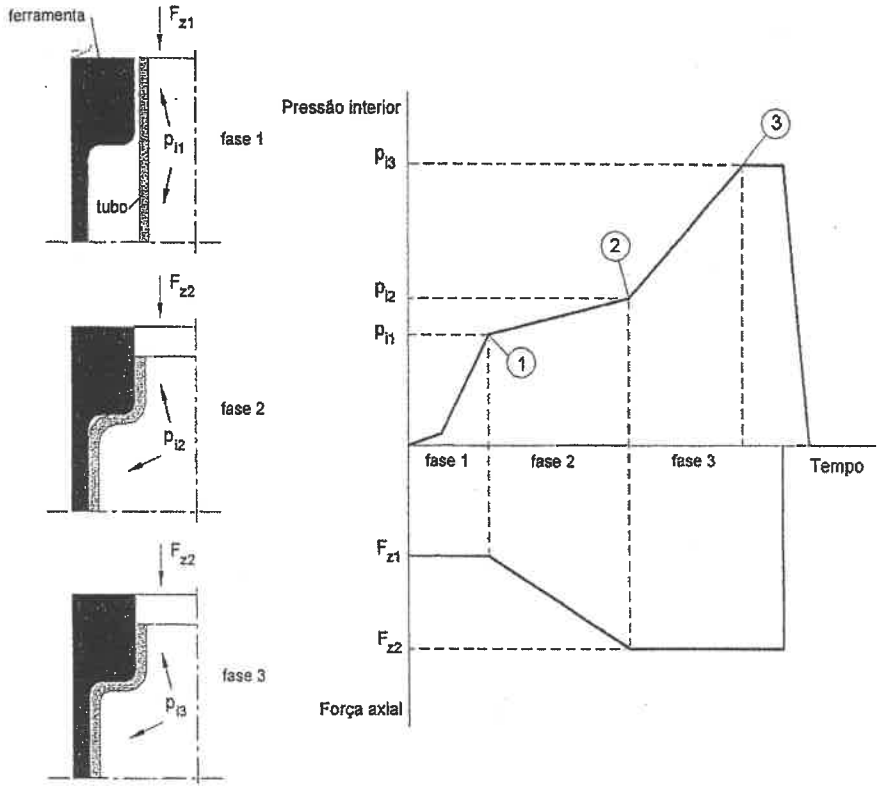
No decorrer desta fase procede-se à pressurização do tubo sendo para o efeito muito importante manter o tubo apertado na posição correcta. A força axial F_{z1} que é preciso aplicar durante este procedimento é determinada através de,

$$F_{z1} = p_{z1}A_1 = p_{z1}A_0 = p_{z1}\left(D_0^2 - d_0^2\right)\frac{\pi}{4}$$

em que D_0 e d_0 representam o diâmetro exterior e interior do tubo não deformado, $A_1 = A_0$ é a área da secção transversal do tubo e p_z é a pressão axial resultante da aplicação de uma força axial. Em virtude de não existir deformação plástica do material do tubo durante a fase 1 é lícito admitir-se,

$$p_{z1} = 0.1 \sim 0.2\sigma_e$$

[1] Este problema foi construído com base na referência [10].

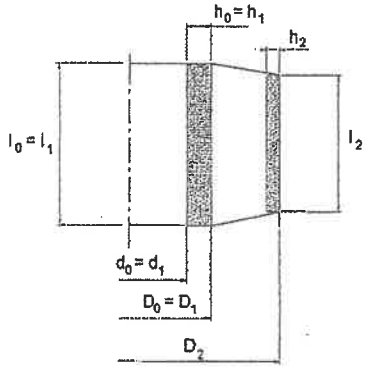


Fase 2

Na fase 2 aumenta-se o valor da força axial de modo a empurrar o material do tubo para o interior da região em deformação plástica. Para estimar o valor da força F_{z2} utiliza-se o método da energia uniforme e considera-se que o trabalho ideal W_i necessário para deformar plasticamente o tubo pode ser calculado através de,

$$W_i = V\int \sigma\, d\varepsilon = \sigma_{unif}\varepsilon V$$

em que V é o volume do material deformado, σ_{unif} é o valor médio da tensão na fase 2 e ε representa o valor da extensão uniaxial para a geometria correspondente ao final desta fase.



A área da secção transversal do tubo no início e no final da fase 2 é determinada através de,

$$A_0 = A_1 = \left(D_0^2 - d_0^2\right)\frac{\pi}{4} \qquad A_2 = \left(D_2^2 - d_2^2\right)\frac{\pi}{4}$$

sendo o volume de material deformado obtido por intermédio de,

$$V = V_0 = V_2 = A_2 l_2$$

Nestas condições, pode obter-se uma estimativa do comprimento inicial l_0 necessário à deformação do tubo através de,

$$l_0 = l_f \frac{A_f}{A_0}$$

O resultado obtido permite concluir que o comprimento inicial varia em função do diâmetro exterior e da espessura do tubo. Nestas condições, a extensão ε é finalmente determinada a partir da seguinte expressão,

$$\varepsilon = \ln \frac{A_f}{A_0}$$

O trabalho ideal W_i indispensável à concretização da deformação plástica do tubo no decorrer da fase 2 resulta da soma de duas parcelas distintas correspondentes à aplicação de pressão interior e de força axial,

$$W_i = W_{pi} + W_{pz}$$

A parcela relativa à aplicação de pressão interior é determinada através do deslocamento da área projectada A_{proj},

$$A_{proj} = d_m l_m$$

Na equação anterior o subscrito 'm' representa a geometria intermédia situada entre o início ($p_{i0} = 0$) e o final ($p_{i2} \neq 0$) da fase 2. Nestas condições podem escrever-se as seguintes igualdades,

$$d_m = \frac{d_0 + d_2}{2}$$

$$l_m = \frac{l_0 + l_2}{2}$$

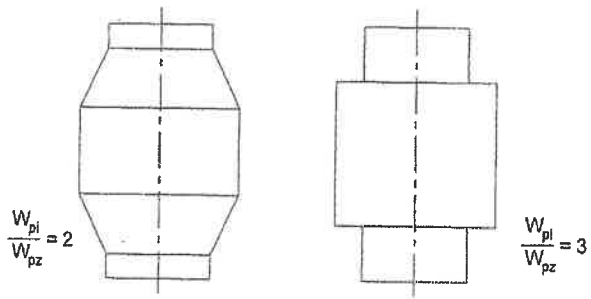
$$p_{im} = \frac{p_{i0} + p_{i2}}{2} = \frac{p_{i2}}{2}$$

Em face do exposto a parcela do trabalho ideal relativa à aplicação de pressão interior é obtida a partir da seguinte expressão,

$$W_{pi} = p_{im} A_{proj} \left(\frac{d_2 - d_0}{2}\right)$$

enquanto que a parcela relativa à aplicação de força axial é calculada através de,

$$W_{pz} = \left(\frac{p_{z1} + p_{z2}}{2}\right) A_m \left(l_0 - l_2\right)$$



Embora a relação entre W_{pi} e W_{pz} seja muito influenciada pela geometria do componente final é habitual considerar-se,

$$\frac{W_{pi}}{W_{pz}} = 2 \sim 3$$

A pressão p_{z2} pode ser determinada através de,

$$p_{z2} = \frac{2W_{pz}}{A_m (l_0 - l_2)} - p_{z1}$$

e a força axial F_{z2} no final da fase 2 é calculada a partir de,

$$F_{z2} = p_{z2} A_0$$

Convém salientar que esta força é igualmente aplicada durante a fase 3 (calibração), $F_{z3} = F_{z2}$.

Finalmente, a pressão interior a aplicar no decorrer da fase 2 (deformação plástica) deverá aumentar de uma forma progressiva partindo de um valor inicial p_{i1} e terminando num valor final p_{i2},

$$p_{i1} = 0.9\, p_{i\max}$$

$$p_{i2} = 1.2 \sim 1.4\, p_{i\max}$$

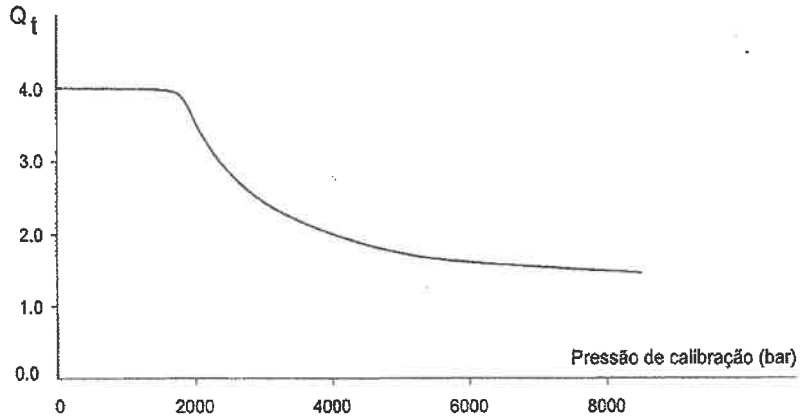
em que,

$$p_{i\max} = \sigma_R \frac{2h_0}{(2R_{i0} - h_0)}$$

É importante referir que o valor $p_{i\max}$ incluído na equação anterior resulta directamente da análise que tinha sido realizada no problema 24.2 para o caso de um tubo que expandia livremente por acção de uma pressão interior. O constrangimento imposto pela presença de uma ferramenta permite utilizar valores cerca de 20% a 40% mais elevados.

Fase 3

A fase de calibração tem como objectivo principal promover o contacto entre a parede exterior do tubo e os pormenores mais complicados das ferramentas (raios de concordância muito pequenos, por exemplo). Esta fase realiza-se sem que se proceda a um aumento do valor da força axial $F_{z3} = F_{z2}$. Apenas a pressão interior p_{i3} deverá ser aumentada relativamente ao valor da pressão interior p_{i2} no instante final da fase de deformação plástica. Valores de pressão p_{i3} sobrestimados contribuem para aumentar desnecessariamente o consumo de energia e exigem a utilização de ferramentas mais robustas e, portanto, mais caras. Uma forma aproximada de obter um valor indicativo para a pressão interior de calibração p_{i3} pode ser efectuada com base na figura seguinte (elaborada por Rimkus e colaboradores a partir de resultados experimentais com tubos de aço),



O símbolo Q_f é um factor de forma que faz intervir a espessura h_2 da parede do tubo no final da fase de deformação plástica e o raio r_{cm} que se pretende calibrar,

$$Q_f = \frac{r_{cm}}{h_2}$$

Problema 24.4

Considere o § 24.2.1 do presente capítulo.

a) Proceda à dedução da expressão que permite calcular o valor da pressão interior p em função da relação tensão-extensão do material e dos valores instantâneos da espessura h e do raio médio R do tubo para o caso do material ser anisotrópico.

b) Proceda à dedução da correspondente pressão interior p no ponto de instabilidade plástica.

Resolução

a) A extensão efectiva no caso do material do tubo ser anisotrópico é determinada através de (ver *Capítulo 4*),

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{1+r}{\sqrt{1+2r}}\left[d\varepsilon_\theta^2 + d\varepsilon_z^2 + \frac{2r}{1+r}d\varepsilon_\theta d\varepsilon_z\right]^{\frac{1}{2}}$$

enquanto que a tensão efectiva que resulta da aplicação simultânea de pressão e de uma força axial é calculada através da seguinte expressão,

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{\sqrt{1+r}}\left[\sigma_\theta^2 + \sigma_z^2 + r(\sigma_\theta - \sigma_z)^2\right]^{\frac{1}{2}}$$

As equações constitutivas que estão associadas ao critério de plasticidade quadrático de Hill para o domínio plástico, permitem estabelecer as seguintes relações entre o campo de tensões e os incrementos de extensão,

$$d\varepsilon_\theta = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_\theta - \frac{r}{1+r}\sigma_z\right] \qquad d\varepsilon_z = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}}\left[\sigma_z - \frac{r}{1+r}\sigma_\theta\right]$$

Admitindo que o quociente entre as tensões principais $\alpha = d\sigma_z/d\sigma_\theta$ permanece constante durante a deformação plástica do componente tubular, pode-se escrever o quociente entre os incrementos de extensão principal da forma a seguir indicada,

$$\rho = \frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_\theta} = \frac{\alpha(1+r)-r}{(1+r)-r\alpha}$$

A inversão das equações constitutivas que se encontram associadas ao critério de plasticidade de Hill conduz ao seguinte resultado,

$$\sigma_\theta = \frac{(1+r)^2}{(1+2r)}\frac{\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}^p}\left(d\varepsilon_\theta + \frac{r}{1+r}d\varepsilon_z\right)$$

$$\sigma_z = \frac{(1+r)^2}{(1+2r)}\frac{\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}^p}\left(d\varepsilon_z + \frac{r}{1+r}d\varepsilon_\theta\right)$$

Substituindo a expressão da tensão tangencial σ_θ na equação (24.3) pode-se obter uma expressão analítica que permite calcular o valor da pressão interior p em função da relação tensão-extensão do material (por exemplo $\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n$) e dos valores instantâneos da espessura h e do raio médio R do tubo,

$$p = \frac{\sigma_\theta h}{R} = \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}}\frac{h}{R}\left[\frac{\varepsilon_\theta + \frac{r}{(1+r)}\varepsilon_z}{1-\left(\frac{r}{1+r}\right)^2}\right]$$

b) A condição de instabilidade plástica localizada pode ser expressa através de,

$$dF_\theta = d(\sigma_\theta A) = 0$$

Seguindo uma metodologia semelhante à que foi utilizada para o caso do material isotrópico chega-se à seguinte relação,

$$\frac{d\sigma_\theta}{\sigma_\theta} = \frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} = (1+\rho)d\varepsilon_\theta$$

Para resolver esta equação precisamos de obter as seguintes relações entre tensões, trajectórias de carregamento e incrementos de extensão,

$$\bar{\sigma} = \frac{1}{(1+r)}\sigma_\theta\sqrt{(1+r)-2r\alpha+(1+r)\alpha^2} \qquad \bar{\sigma} = \frac{1}{(1+r)\alpha}\sigma_z\sqrt{(1+r)-2r\alpha+(1+r)\alpha^2}$$

$$d\varepsilon_\theta = \frac{1}{\sqrt{1+r}}\frac{1+r(1-\alpha)}{\sqrt{\alpha^2+1+r(\alpha-1)^2}}d\bar{\varepsilon} \qquad d\varepsilon_\theta = -\frac{1}{\sqrt{1+r}}\frac{1+\alpha}{\sqrt{\alpha^2+1+r(\alpha-1)^2}}d\bar{\varepsilon}$$

e de reescrever a condição de instabilidade plástica da forma a seguir indicada,

$$\frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} = (1+\rho)\frac{1}{\sqrt{1+r}}\frac{1+r(1-\alpha)}{\sqrt{\alpha^2+1+r(\alpha-1)^2}}d\bar{\varepsilon}$$

Nestas condições, o valor da extensão efectiva no ponto de instabilidade plástica localizada pode ser determinado através de,

$$\bar{\varepsilon} = \frac{n}{(1+\rho)}\frac{\sqrt{1+r}\sqrt{\alpha^2+1+r(\alpha-1)^2}}{1+r(1-\alpha)}$$

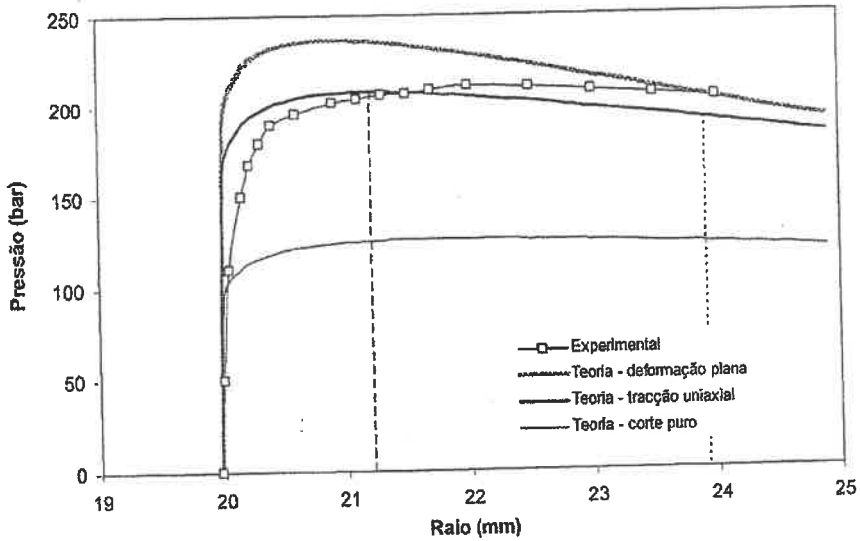
e o correspondente valor da pressão interior p pode ser calculado através de,

$$p = \frac{\sigma_\theta h}{R} = \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}}\frac{h}{R}\left[\frac{n-\frac{1}{(r+1)}\varepsilon_z}{1-\left(\frac{r}{1+r}\right)^2}\right]$$

Problema 24.5

Considere a operação de deformação plástica de um tubo de alumínio AA6060 (envelhecido naturalmente) sujeito a pressão interna que se encontra representada nas figuras 24.1 e 24.4.

A deformação do tubo efectua-se livremente e sem auxílio de forças axiais de compressão tendo sido registada a evolução experimental da pressão com o raio do tubo no plano equatorial (ver figura) através do recurso a um transdutor de pressão e a um comparador digital[2].



A lei de comportamento do material do tubo foi determinada experimentalmente por intermédio de ensaios de tracção uniaxial e aproximada através da seguinte relação tensão-extensão de Ludwik-Hollomon, $\sigma = 300.2\varepsilon^{0.09}$ MPa.

Nestas condições determine:

a) A evolução teórica da pressão interior com o valor instantâneo do raio do tubo para as condições do ensaio.

[2] Este problema foi construído com base na referência [14].

b) A previsão teórica dos instantes correspondentes à pressão interior máxima e à máxima força tangencial que é transmitida através da parede do tubo.

Resolução

a) A resolução deste problema envolve a utilização de algumas das equações que foram apresentadas ao longo do § 24.2.1, nomeadamente:

1) As expressões (24.1) e (24.2) que permitem determinar as componentes do tensor das extensões e o correspondente valor da extensão efectiva,

$$\varepsilon_\theta = \ln\left(\frac{R}{R_0}\right) \qquad \varepsilon_z = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right)$$

$$\varepsilon_r = -(\varepsilon_\theta + \varepsilon_z)$$

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}\left[\varepsilon_\theta^2 + \varepsilon_z^2 + \varepsilon_\theta \varepsilon_z\right]^{\frac{1}{2}}$$

2) A expressão (24.10) que permite calcular a pressão interior p em função da geometria inicial do tubo (R_0, h_0), do tipo de material e do tipo de carregamento,

$$p = \frac{K\bar{\varepsilon}^n}{\sqrt{\alpha^2 - \alpha + 1}} \frac{h_0}{r_0} \exp^{-\varepsilon_\theta(2+\rho)}$$

3) As expressões que fornecem o quociente α entre as tensões principais axial e tangencial e o quociente ρ entre os incrementos de extensão plástica segundo as direcções axial e tangencial,

$$\alpha = \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} = \frac{1+2\rho}{2+\rho} \qquad \rho = \frac{d\varepsilon_z}{d\varepsilon_\theta} = \frac{2\alpha - 1}{2 - \alpha}$$

Em face do exposto e tomando em consideração que o ensaio experimental se realizou em condições de tracção uniaxial ($\alpha = 0$ e $\rho = -1/2$, ver figura 24.2), pode-se proceder à representação gráfica da evolução teórica da pressão interior com o valor instantâneo do raio do tubo através da utilização da seguinte equação,

$$p = K\left(\ln\frac{R}{R_0}\right)^n \frac{h_0}{r_0} \exp^{-\frac{3}{2}\ln\frac{R}{R_0}}$$

A curva obtida encontra-se representada a negrito na figura anterior. Esta figura que ainda contém duas outras curvas que foram obtidas para as condições de corte puro e de deformação plana (ver figura 24.2) permite concluir que a curva teórica correspondente ao carregamento em tracção uniaxial é, como seria de esperar, aquela que mais se aproxima dos resultados experimentais.

b) A previsão teórica do instante correspondente ao máximo de pressão pode ser obtida através da equação (24.14), (ver linha tracejada vertical situada à esquerda),

$$\bar{\varepsilon} = \frac{3}{2}n = \frac{3}{2} \times 0.09 = 0.06 \quad \Rightarrow \quad R = R_0 \exp^n = 19.97 \exp^{0.05} = 21.20 \text{ mm}$$

Este resultado apresenta um desvio de 3.8% relativamente ao valor que foi observado experimentalmente ($R \cong 22$ mm).

A previsão teórica do início da estricção localizada obtém-se através do valor máximo da força tangencial F_θ que consegue ser transmitida através da parede do tubo. Recorre-se para o efeito à equação (24.21) em condições de tracção uniaxial, obtendo-se, (ver linha tracejada vertical situada à direita),

$$\bar{\varepsilon} = 2n = 2 \times 0.09 = 0.18 \quad \Rightarrow \quad R = 19.97 \exp^{0.18} = 23.91 \text{ mm}$$

No instante correspondente ao início da estricção localizada a espessura da parede do tubo vale,

$$h = h_0 \exp(\varepsilon_r) = h_0 \exp(-\frac{\varepsilon_\theta}{2}) = h_0 \left(\frac{R}{R_0}\right)^{-\frac{1}{2}} = 1.95\left(\frac{23.91}{19.97}\right)^{-\frac{1}{2}} = 1.78 \text{ mm}$$

Experimentalmente, o colapso da parede do tubo decorrente da propagação de uma fissura axial verificou-se para um raio ligeiramente superior a 24 mm (ver figura anterior).

Problema 24.6

Considere a deformação plástica por explosão do tubo que se encontra representado na figura 24.21. Determine a ordem de grandeza da velocidade de expansão do material admitindo que o preenchimento total da matriz ocorre para valores de extensão efectiva que originam a formação de uma estricção localizada na parede do tubo.

Material do tubo: liga de alumínio AA6060 com uma relação tensão-extensão $\bar{\sigma} = 298.1\,\varepsilon^{0.0887}$ MPa e com uma massa específica $\rho = 2700$ kg/m3

Resolução

O desenvolvimento de uma estricção localizada na parede do tubo tem início para um valor de extensão efectiva igual a, (ver problema 24.1),

$$\bar{\varepsilon} = 2n$$

Consequentemente, o trabalho plástico por unidade de volume que é dispendido na deformação do tubo até ao preenchimento total da matriz é calculado através de,

$$w = \int_0^{\bar{\varepsilon}=2n} \sigma\, d\varepsilon = \frac{K\,\varepsilon^{n+1}}{n+1} = \frac{298.1 \times (2 \times 0.0887)^{1.0887}}{1.0887} = 41.67 \text{ MPa}$$

Como a onda de pressão que resulta da explosão aplica uma energia cinética ao tubo que o expande e projecta de encontro à matriz pode estabelecer-se a seguinte igualdade,

$$\frac{1}{2}\rho v_0^2 = w$$

em que ρ é a massa específica do material do tubo e v_0 a velocidade inicial de expansão do material. Resolvendo a igualdade anterior em ordem à velocidade obtém-se,

$$v_0 = \sqrt{\frac{2w}{\rho}} = \sqrt{\frac{2 \times 41.67 \times 10^6}{2700}} = 175 \text{ m/s}$$

Nota: Esta velocidade não deve ser confundida com a velocidade de detonação do explosivo a qual pode atingir valores da ordem de grandeza dos 6000~7000 m/s.

Problema 24.7

Considere-se a deformação plástica de um componente tubular de aço através de forças electromagnéticas. O gerador de carga consiste num circuito eléctrico com uma bateria de condensadores alimentados a 8000 V e com uma capacidade total igual a 200 μF. O circuito de descarga possui uma indutância igual a 2 μH e consiste numa bobine com várias espiras que permite obter uma indução máxima igual a 6 T para um tempo de impulso $t = 30$ μs. A resistividade eléctrica do aço é igual a 12 μΩ · cm.

Nestas condições determine:

a) A energia total gerada pelo circuito eléctrico.

b) A penetração máxima do campo magnético no interior da peça.

c) A pressão electromagnética máxima que se consegue obter com este equipamento.

Resolução

a) A energia total W gerada pelo circuito eléctrico é calculada a partir da equação (24.30),

$$W = \frac{1}{2}CV^2 = \frac{1}{2}200 \times 10^{-6} \cdot 8000^2 = 6400 \text{ J}$$

b) A frequência de descarga f do campo magnético é determinada através da equação (24.31),

$$f = \frac{\varpi}{2\pi} = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} = \frac{1}{2\pi\sqrt{2 \times 10^{-6} \cdot 200 \times 10^{-6}}} = 7958 \text{ Hz}$$

O valor obtido permite calcular a penetração máxima δ do campo magnético no interior do componente tubular através da seguinte equação,

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\mu\pi f\gamma}} = \sqrt{\frac{\rho}{\mu\pi f}} = \sqrt{\frac{12 \times 10^{-6} \times 10^{-2}}{4\pi \times 10^{-7} \cdot \pi \cdot 7958}} = 1.954 \times 10^{-3} \text{ m} = 1.954 \text{ mm}$$

No cálculo anterior considerou-se um valor de permeabilidade magnética absoluta igual a $\mu = 4\pi \times 10^{-7}$ H/m.

c) O campo magnético máximo, (na superfície do componente tubular para um tempo de impulso $t = 30\ \mu s$), criado pela corrente de descarga que atravessa a bobine vale,

$$H_0 = \frac{B_0}{\mu} = \frac{6}{4\pi \times 10^{-7}} = 4.78 \times 10^6\ A/m$$

O valor máximo da pressão electromagnética associada às forças de Laplace é calculado através da equação (24.40), obtendo-se,

$$p_0 = \frac{\mu}{2} H_0^2 = \frac{4\pi \times 10^{-7}}{2} \left(4.78 \times 10^6\right)^2 = 143.6 \times 10^5\ Pa = 14.36\ MPa$$

Bibliografia

1. Shanley, F.R., Inelastic Column Theory, J. Aero. Sci., 14, 261, 1947.
2. Klaas F., Aufweitstauchen von rohren durch innenhochdruckumformem, Fortschr.-Ber., VDI Reithe 2, 142, 1987.
3. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
4. Dohmann F. and Hartl Ch., Tube hydroforming – research and practical application, J. Mat. Proc. Technology, 71, 174, 1997.
5. Palludan A. and Maymann P., Hydromekanisk rørformgivning, MM98.63, Technical University of Denmark, 1998.
6. Stuivinga M. et al., Explosive forming, an enabling technology, 6th. Int. Conf. Sheet Metal, Netherlands, 1998.
7. Zhang S. H., Developments in hydroforming, J. Mat. Proc. Technology, 91, 236, 1999.
8. Leroy M. et Renaud J. Y., Formage électromagnétique, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.
9. Cabrol J. C., Formage par explosif, Techniques de l'Ingénieur, Traité de Génie Mécanique, 1999.
10. Rimkus W., Bauer H. and Mihsein M. J. A., Design of load-curves for hydroforming applications, J. Mat. Proc. Technology, 108, 97, 2000.
11. Xia Z. C., Failure analysis of tubular hydroforming, J. Engng. Materials and Technology, Transactions of ASME, 123, 423, 2001.
12. Koç M. and Altan T., Prediction of forming limits and parameters in the tube hydroforming process, Int. J. Machine Tools & Manufacture, 42, 123,2002.
13. Kim S. and Kim Y., Analytical study for tube hydroforming, J. Mat. Proc. Technology, 128, 232, 2002.
14. Rosa P., Comunicação particular, 2004.

25. MÁQUINAS-FERRAMENTA PARA DEFORMAÇÃO PLÀSTICA

25.1 Introdução

Este capítulo procede a uma apresentação detalhada dos principais tipos de prensas e martelos de queda capazes de fornecer a uma ferramenta montada sobre a sua estrutura de apoio, a força e a energia necessárias para realizar operações de deformação plástica.

A aquisição de uma prensa ou de um martelo de queda representa um grande investimento em capital, sendo a sua recuperação determinada pelo grau de acerto da escolha efectuada. Para se atingir este objectivo é necessário compatibilizar as características dos equipamentos às exigências tecnológicas do processo de fabrico. Este facto conduz a que se deva conhecer com alguma profundidade não só as especificidades do processo tecnológico, como também as principais características das máquinas-ferramenta disponíveis no mercado.

O presente capítulo tem por objectivo fornecer os elementos básicos de análise indispensáveis à compreensão dos requisitos que foram referidos anteriormente. O conteúdo do capítulo encontra-se limitado ao estudo das prensas e dos martelos de queda na medida em que as restantes máquinas-ferramenta já foram objecto de estudo nos capítulos anteriores aquando da apresentação dos diferentes processos tecnológicos.

25.2 Prensas

Genericamente uma prensa é composta por uma estrutura de montantes (soldados ou vazados), ou então por colunas que ligam a parte inferior (mesa) à parte superior (capitel) possuindo um ou mais carros móveis.

Na descrição dos componentes e das características de uma prensa utiliza-se frequentemente uma nomenclatura própria que interessa identificar:

1) PMI e PMS.
   São as abreviaturas utilizadas para designar respectivamente o ponto morto inferior e o ponto morto superior.

2) Ajuste da corrediça.
   É a distância que se pode mover a corrediça de uma prensa mecânica, para se alterar a distância do carro à mesa da prensa no PMI, de modo a que se tenha a ferramenta fechada quando a prensa estiver no PMI. Este ajuste pode ser manual ou motorizado.

3) Mesa da prensa.
É a parte inferior fixa da prensa, normalmente horizontal e sobre a qual se monta a ferramenta. As mesas são normalmente ranhuradas em 'T' e/ou possuem furos de passagem e/ou roscados para fixação das ferramentas.

4) Base.
Algumas prensas não possuem uma mesa maquinada mas sim uma base maquinada rigidamente fixada à sua mesa. A existência de bases permitirá uma maior flexibilidade, pois poderão ser maquinadas em função das características das ferramentas e substituídas quando se muda de ferramenta.

5) Corrediça do encostador.
Nas prensas hidráulicas é conhecida como carro móvel do encostador. É a corrediça exterior de uma prensa de duplo efeito, habitualmente accionada por um sistema de barras articuladas ou por cames. Algumas prensas hidráulicas possuem o encostador com movimento ascendente actuado por tirantes guiados em furos de passagem existentes na base da prensa.

6) Capacidade da prensa.
É a força nominal que o carro principal pode exercer com segurança.

7) Altura fechada.
É a distância entre a parte superior da mesa da prensa, (ou da base quando esta existe), e a parte inferior do carro móvel principal, quando este estiver na posição de PMI e com a regulação da corrediça para cima.

8) Embraiagem.
Destina-se a ligar e a desligar o mecanismo de transmissão do movimento e da potência entre o motor e a cambota ou o excêntrico de accionamento do carro móvel.

9) Ejector.
Dispositivo acoplado à prensa com a finalidade de extrair a peça do interior da matriz. Este dispositivo pode ser accionado mecanicamente, por molas ou por almofada de ar.

10) Biela/Tirante.
É a biela do sistema biela/manivela, cuja finalidade é a de transformar o movimento rotativo da manivela (cambota) em movimento alternativo do carro móvel.

11) Corrediça interior.
Nas prensas hidráulicas é conhecida como o carro principal. É a esta corrediça que se liga o carro principal da prensa.

12) Carro principal.
É o carro móvel que transmite a força disponível na prensa. Possui um dispositivo que permite a ligação da parte móvel da ferramenta o qual, nas prensas hidráulicas, consiste numa placa ranhurada em 'T'.

13) Curso da prensa.
É a distância entre o PMI e o PMS, ou seja, é a distância que o carro móvel percorre em cada sentido durante um ciclo da prensa.

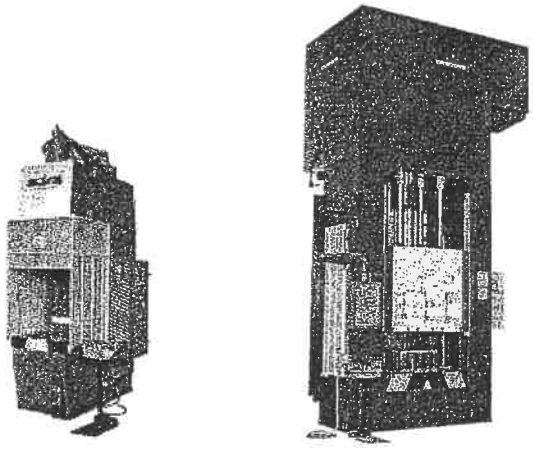
14) Cadência da prensa.
É o número de ciclos por minuto que a prensa executa quando está regulada para trabalhar em contínuo (automático).

As características das prensas justificam que habitualmente se proceda à sua classificação de acordo com os critérios a seguir indicados:

1) A natureza do agente motor.
As prensas podem ser classificadas em; manuais, pneumáticas, mecânicas e hidráulicas. As prensas mecânicas podem ainda ser subdivididas em prensas biela-manivela e prensas de fuso.
Os agentes motores menos utilizados são os pneumáticos e os manuais. As prensas pneumáticas têm em geral uma pequena estrutura de suporte para um cilindro de actuação pneumática, pelo que possuem pequena capacidade e um funcionamento não isento de ruído. Têm a vantagem de terem uma velocidade de actuação rápida, sendo, por isso, utilizadas essencialmente para o accionamento de mecanismos de aperto e/ou transporte rápido de peças durante o seu processo de produção.
As prensas manuais, correntemente denominadas balancés, são utilizadas para efectuar operações ligeiras em que seja importante assegurar um investimento de capital baixo. A energia disponível neste tipo de prensas é a que fica armazenada pela rotação das duas esferas colocadas nas extremidades do braço de actuação do fuso. Este tipo de prensa encontra-se em desuso, estando a ser substituídas por prensas motorizadas através de cilindros pneumáticos ou hidráulicos.
Os aspectos que acabaram de ser referidos, justificam que este capítulo apenas aborde o estudo das prensas accionadas pelos dois principais agentes motores; mecânicos e hidráulicos.

2) A forma da estrutura.
As prensas podem ser classificadas em, montantes direitos, 'colo de cisne' (ou corpo em 'C'), colunas e mesa ajustável (figura 25.1).
Nas prensas de montantes direitos existe um carro móvel que se desloca guiado nos próprios montantes, sendo, por isso, a sua utilização aconselhada para prensas

com capacidades elevadas (geralmente acima das 400 ton.), ou em prensas de corte rápido, com uma cadência produtiva da ordem dos 300/400 golpes por minuto, mesmo que a capacidade da prensa seja baixa. As dimensões da área útil de trabalho encontram-se limitadas pela distância entre montantes, levando a que a alimentação tenha de se efectuar transversalmente, podendo, no entanto, ser lateral desde que existam aberturas nos montantes.



(a) (b)

Figura 25.1 Prensas hidráulicas com estrutura a) em colo de cisne (ou 'C') e b) em montantes direitos (cortesia da empresa ADIRA – A. Dias Ramos.

As prensas com estrutura em 'colo de cisne' são mais baratas do que as prensas de montantes e possuem uma maior acessibilidade à mesa da prensa, sendo possível a alimentação lateral. A parte posterior das prensas em colo de cisne pode ser fechada ou aberta. No caso das abertas é possível a alimentação no sentido transversal, com a respectiva extracção efectuada por detrás. Estas estruturas abertas, podem ainda ser de posição vertical fixa ou inclinável (até uma máximo de 30°), o que facilita a extracção das peças por gravidade. Nas prensas mecânicas com estrutura em colo de cisne, o volante de inércia encontra-se posicionado lateralmente à esquerda ou à direita, podendo ainda ser colocado posteriormente no caso de prensas com estrutura fechada.

As prensas de colunas são idênticas às de montantes direitos, sendo estes substituídos por 2 ou 4 colunas, nas quais é guiado o carro móvel.

As prensas de mesa ajustável têm mesas que podem ser ajustadas em altura e em alguns casos podem rodar de modo a libertar o espaço debaixo do cabeçote da prensa.

3) O número de carros móveis.
Relativamente ao número de carros móveis, as prensas podem classificar-se em prensas de simples, duplo ou triplo efeito. Uma prensa de simples efeito tem um único carro móvel que se desloca em direcção à mesa fixa. Uma prensa de duplo efeito tem dois carros móveis que se deslocam igualmente em direcção à mesa fixa. Uma prensa de triplo efeito tem dois carros móveis, tal como a de duplo efeito, aos quais se junta um terceiro carro móvel que se move da mesa fixa em direcção aos outros dois carros. Este último efeito permite, por exemplo, efectuar estampagem inversa, enquanto os outros dois efeitos estão parados. Os carros móveis são em geral fabricados de ferro fundido ou então de aço soldado, possuindo rasgos em 'T' para fixação das ferramentas ou, no caso de pequenas ferramentas, possuindo furos para alojamento do encabadouro. Os carros são normalmente guiados ao longo de um barramento de formato apropriado montado nos montantes ou nas próprias colunas, no caso de prensas deste tipo.

4) A direcção de actuação.
As prensas podem ser de actuação vertical ou horizontal, consoante a direcção do movimento dos carros móveis. Normalmente as prensas são de actuação vertical. A concepção horizontal é geralmente utilizada para algumas prensas de rótula, utilizadas em operações de forjamento, permitindo uma alimentação automática por gravidade. Esta concepção de máquina ferramenta encontra-se ainda em prensas usadas para extrudir perfis, desempenar ou dobrar perfis e em alguns tipos de prensas destinadas ao empacotamento de sucata.

5) A velocidade de actuação.
A designação de prensas de corte rápido é atribuída a prensas mecânicas com cadências superiores a 300/400 golpes por minuto, podendo atingir valores da ordem dos 2 000 golpes por minuto. Estas prensas têm uma estrutura muito rígida e carros móveis relativamente leves com cursos mais pequenos do que os das prensas convencionais. Os carros devem ser muito bem guiados em colunas ou em barramentos de deslizamento.

25.2.1 Prensas mecânicas biela-manivela

Aspectos construtivos e de funcionamento

Este é o tipo de prensa que se encontra mais divulgado. Nos últimos anos este sistema básico de actuação tem vindo a ser alterado por parte dos construtores, com a substituição da cambota por engrenagens excêntricas. No entanto, a análise que agora se efectua considera o sistema de actuação básico, sendo as respectivas conclusões facilmente aplicáveis a outras soluções construtivas derivadas daquele sistema.

Nestas prensas a energia transmitida por um motor eléctrico é armazenada num volante de inércia, sendo transmitido ao(s) carro(s) através de engrenagens excêntricas, cambota, veio excêntrico ou alavancas (ver figura 25.2). As prensas são denominadas de transmissão directa quando o volante está montado no veio de accionamento do(s) carro(s) definindo directamente a velocidade de actuação do(s) carro(s) móvel.

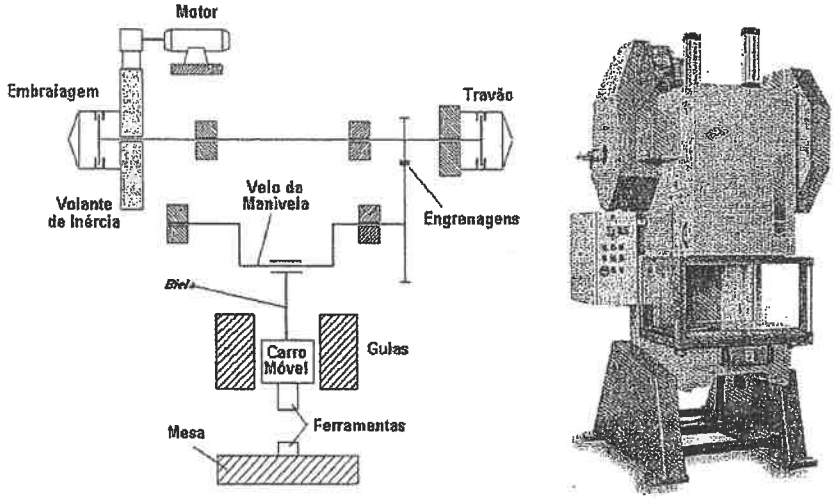


Figura 25.2 a) Representação esquemática do sistema de accionamento de uma prensa mecânica biela-manivela (excêntrico), b) Prensa mecânica com estrutura em 'colo de cisne' (cortesia da empresa E.M.G. Presses).

No ciclo de funcionamento da máquina o processo de deformação plástica deve ser efectuado numa fracção, (quanto muito 1/4), do curso total (ascendente e descendente) do carro móvel. O período de tempo entre o final de uma operação e o início da seguinte, não necessita que o motor eléctrico forneça uma quantidade de energia apreciável, uma

vez que corresponde ao movimento em vazio do carro móvel. A energia consumida na operação encontra-se armazenada no volante de inércia, sendo restaurada imediatamente antes de se iniciar a nova operação, não sendo por isso necessário projectarem-se os motores eléctricos com picos de energia na altura em que se processa a deformação.

A energia consumida em cada golpe, não poderá reduzir a velocidade de rotação do volante de inércia em mais de 10~20%, dependendo fundamentalmente das características do motor eléctrico instalado. Quando tal for necessário ter-se-á que armazenar uma maior quantidade de energia no volante de inércia, o que pode ser conseguido colocando-o a rodar com maior velocidade num veio auxiliar, sendo a energia acumulada transmitida ao veio de accionamento do(s) carro(s) através de um sistema de engrenagens com uma ou várias reduções. As reduções com duas engrenagens em cada andar têm a vantagem de uniformizar a distribuição do binário no veio principal pela transmissão de energia a ambos os extremos do veio.

As prensas com transmissão directa são usadas, normalmente, para operações de corte por arrombamento e de estampagem pouco profunda. A energia que se pode armazenar no volante de inércia destas prensas é pequena, pelo que a zona de trabalho se encontra muito próximo do PMI, permitindo, contudo, elevadas cadências de trabalho (podendo atingir os 1000 golpes/min). Por outro lado, as prensas com redução têm cadências mais baixas (com redução simples; 30 a 100 golpes/min e com redução múltipla; 10 a 30 golpes/min), mas possuem maior energia disponível e uma menor deflexão torcional na cambota, facto que permite maiores cursos com menores desalinhamentos, sendo, por esse motivo, preferidas em relação às de transmissão directa para, por exemplo, operações de estampagem.

Estando o mecanismo de actuação destas prensas baseado no sistema biela-manivela, convirá analisar as evoluções da força disponível e da velocidade no carro móvel, (extremidade da biela), em função do ângulo de posição da cambota (manivela).

Força disponível nas prensas mecânicas

A figura 25.3 mostra as forças que se desenvolvem no sistema biela-manivela, por acção do binário M actuante no veio da manivela.

Desprezando as forças de atrito, a força tangencial na manivela F_T pode ser calculada através de,

$$F_T = \frac{M}{R} \tag{25.1}$$

e, portanto, a força segundo o eixo da biela F vale,

$$F = \frac{F_T}{\operatorname{sen}(\alpha+\beta)} = \frac{M}{R}\,\frac{1}{\operatorname{sen}(\alpha+\beta)} \tag{25.2}$$

e a força segundo a direcção radial F_R é dada por,

$$F_R = F\cos(\alpha+\beta) = \frac{M}{R}\frac{1}{\tan(\alpha+\beta)} \tag{25.3}$$

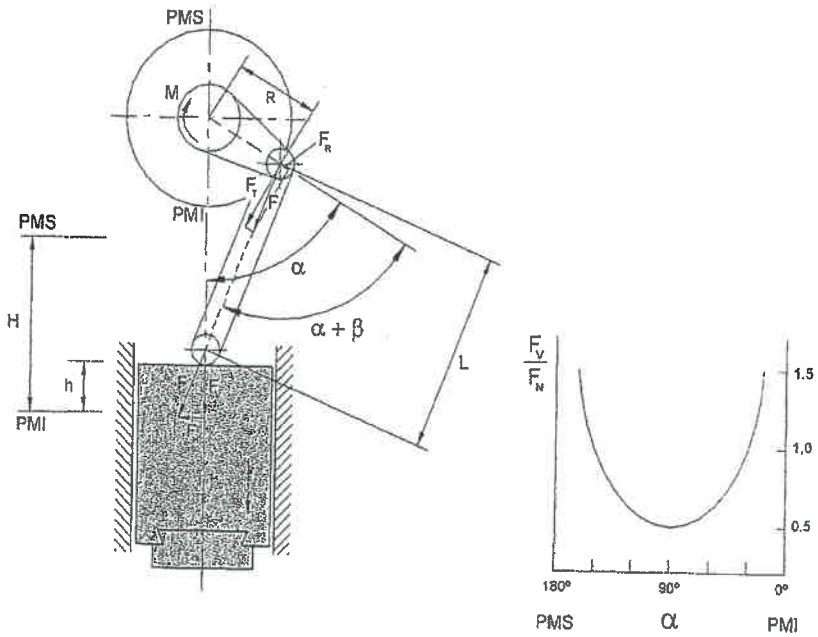


Figura 25.3 Sistema de forças num sistema biela-manivela e representação da força disponível no carro com o ângulo de posição da manivela.

Interessa referir que a força radial deve ser suportada pelas chumaceiras do veio da manivela. Analisando o sistema de forças que se desenvolve no carro móvel, verificamos que a força F origina o aparecimento de uma força vertical F_V, na direcção do movimento, e de uma força horizontal F_H perpendicular à direcção do movimento do carro. De acordo com a figura 25.3, a força no carro segundo a direcção do movimento, pode ser expressa da forma a seguir apresentada,

$$F_V = F\cos\beta = \frac{M}{R}\frac{\cos\beta}{\operatorname{sen}(\alpha+\beta)} \tag{25.4}$$

enquanto que a força normal ao carro móvel, que deverá ser suportada pelas respectivas guias, vem dada por,

$$F_H = F\operatorname{sen}\beta = \frac{M}{R}\frac{\operatorname{sen}\beta}{\operatorname{sen}(\alpha+\beta)} = F_V\tan\beta \tag{25.5}$$

O comprimento L da biela é geralmente muito maior do que o comprimento da manivela R para as prensas de excêntrico com accionamento simples. O valor $\lambda = R/L$ encontra-se geralmente compreendido entre 1/4 e 1/15. Se considerarmos um valor médio de 1/10, verificamos que o ângulo β é muito pequeno, atingindo um máximo de $\cong 6°$ quando $\alpha = 90°$, facto que permite simplificar a expressão (25.4), obtendo-se,

$$F_V = \frac{M}{R}\frac{1}{\operatorname{sen}\alpha} \tag{25.6}$$

A força no carro móvel é portanto função do binário disponível na manivela, do seu comprimento R, e do respectivo ângulo de posição. Da análise da evolução da força disponível numa prensa mecânica, levanta-se uma primeira questão, que é a de saber como definir capacidade nominal de uma prensa mecânica. Define-se capacidade nominal de uma prensa mecânica, a partir do valor da força que serviu para o dimensionamento da sua estrutura e que corresponde ao valor da força máxima (nominal) que se pode transmitir à ferramenta sem perigo de danificar a prensa. Esta força solicita fundamentalmente a estrutura da prensa (com esforços de tracção) e a cambota (com esforços de torção).

O binário M é definido no caso das prensas mecânicas através da força nominal F_N correspondente a uma dada posição angular da manivela α_N. Nestas condições, o binário será dado em função dos parâmetros nominais por,

$$M = F_N\, R\operatorname{sen}\alpha_N \tag{25.7}$$

A força aplicada no carro, para qualquer ângulo da manivela, será então dada em função dos valores nominais por,

$$F_V = F_N\frac{\operatorname{sen}\alpha_N}{\operatorname{sen}\alpha} \tag{25.8}$$

Algumas normas especificam que a força nominal para prensas de excêntrico deve ser definida para um curso correspondente a um ângulo $\alpha_N = 30°$ entre a manivela e o ponto

morto inferior (PMI). Tendo em consideração esta especificação angular pode afirmar-se que,

$$M = F_N\, R \operatorname{sen} 30° = F_N \frac{R}{2} \tag{25.9}$$

Nestas condições, a força disponível no carro vem então igual a,

$$F_V = F_N \frac{\operatorname{sen} 30°}{\operatorname{sen} \alpha} = \frac{F_N}{2} \frac{1}{\operatorname{sen} \alpha} \tag{25.10}$$

A representação gráfica da variação do quociente F_V / F_N em função do ângulo da manivela α, encontra-se ilustrada na figura 25.3. Verifica-se que para a região de trabalho, ou seja, para um ângulo da manivela compreendido entre $0° \leq \alpha \leq 90°$, se podem tirar as seguintes conclusões:

1) Para ângulos de posição da manivela $\alpha > 30°$, a força disponível no carro móvel decresce com o aumento do ângulo da manivela e atinge o valor mínimo $F_{V\,mín}$ (que é metade da força nominal), para o ângulo de $\alpha = 90°$. Se a força requerida para a deformação for superior à disponível, (calculada através da equação (25.10)), será então necessário um binário superior na manivela o que poderá originar uma sobrecarga do motor.
2) Para ângulos de posição da manivela $\alpha < 30°$, a força no carro aumenta muito rapidamente com a redução do ângulo da manivela e teoricamente atinge um valor infinito no ponto morto inferior (PMI, $\alpha = 0°$). Este facto conduz a que, para certas operações, o ajuste do PMI tenha que ser realizado com precisão para evitar graves prejuízos tanto para a máquina, como para as ferramentas. No entanto, para minimizar este tipo de problemas as prensas mecânicas estão equipadas com dispositivos de limitação de força, de modo que a força disponível no carro móvel nunca ultrapasse uma percentagem acima do valor nominal de força F_N especificada pelo fabricante.

Em termos práticos torna-se mais interessante ter a evolução da força disponível na máquina ferramenta com o curso do carro móvel, do que em função do ângulo de posição da manivela. Para tal, considere-se de novo a figura 25.3, (onde se mostra que o curso total do carro móvel é $H = 2R$), e estabeleça-se a distância entre uma posição arbitrária do carro móvel e o ponto morto inferior (PMI) através de,

$$h = R(1 - \cos\alpha) + L(1 - \cos\beta) \tag{25.11}$$

Procedendo à simplificação do segundo termo desta equação através da aproximação matemática, (válida na condição do ângulo β ser pequeno),

$$(1 - \cos\beta) = 2\operatorname{sen}^2 \frac{\beta}{2} \cong \frac{1}{2}\operatorname{sen}^2\beta = \frac{1}{2}\left(\frac{R}{L}\right)^2 \operatorname{sen}^2\alpha \tag{25.12}$$

pode-se escrever a equação (25.11) do modo a seguir indicado,

$$h = R(1 - \cos\alpha) + \frac{1}{2}\frac{R^2}{L}\operatorname{sen}^2\alpha \tag{25.13}$$

ou, em termos darelação λ entre.os comprimentos da manivela e da biela,

$$h = R\left[(1 - \cos\alpha) + \frac{1}{2}\lambda \operatorname{sen}^2\alpha\right] \tag{25.14}$$

Conhecida a relação entre o ângulo de posição da manivela e a posição do carro móvel, (expressão (25.14)), é então possível fazer uma representação gráfica da variação da força disponível na prensa em função do curso (ver figura 25.4).

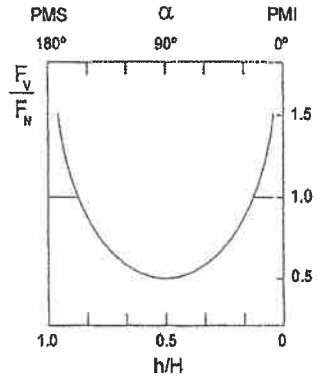


Figura 25.4 Variação da força disponível no carro móvel com a posição para uma relação $\lambda = 0.1$.

Uma conclusão que se pode retirar da análise deste gráfico é a de que a força nominal está disponível no carro móvel durante uma parcela muito pequena do curso total, que no caso considerado ($\alpha_N = 30°$ e $\lambda = 0.1$) é de aproximadamente $h_N < 0.1 \cdot H$.

Relação com os processos tecnológicos

Conforme foi anteriormente referido, a força decresce rapidamente para posições afastadas do PMI, atingindo um mínimo para um curso que é metade do curso total, $h = H/2$. Este facto, leva a que uma máquina ferramenta com estas características não seja muito adequada para processos tecnológicos onde sejam exigidas forças elevadas durante grande parte do curso de trabalho, (caso, por exemplo, da extrusão e da estampagem). Pelo contrário, quando o processo de fabrico exige forças máximas durante um período de tempo curto (caso, por exemplo, do corte por arrombamento) ou quando o máximo da força aparece junto do PMI (como é o caso do forjamento em matriz fechada) a utilização deste tipo de máquinas ferramentas revela-se bastante adequada.

A figura 25.5 apresenta a evolução qualitativa da força com o deslocamento da ferramenta para alguns processos de fabrico. Na mesma figura fornece-se, para cada um dos processos tecnológicos considerados, o valor do coeficiente Q_W que deve ser utilizado na determinação expedita do trabalho de deformação plástica,

$$W = Q_W F_{max} d \qquad (25.15)$$

em que F_{max} é a força máxima da operação e d é o deslocamento da ferramenta.

Aplicação	α_N	$\frac{h_N}{H}$	$\frac{F_{V\,min}}{F_N}$	$\frac{M}{M_{30°}}$
Forjamento a quente	10°	0.008	0.17	0.35
Corte por arrombamento	20°	0.033	0.34	0.68
Projecto normal	30°	0.073	0.50	1.00
Extrusão a frio	45°	0.158	0.71	1.41
Estampagem	75°	0.398	0.97	1.93

Tabela 25.I Características das prensas mecânicas em função do processo tecnológico a que se destinam.

Neste contexto, é habitual que as prensas mecânicas sejam dimensionadas pelos fabricantes em função do processo de fabrico a que se destinam, de modo a que a força nominal esteja disponível de acordo com as características do processo tecnológico. Considerando a equação (25.7), verifica-se que o binário M varia com o ângulo nominal de posição da manivela α_N enquanto que a força disponível no carro móvel F_V varia de acordo com a expressão (25.8). Com base nestas expressões a tabela 25.I apresenta as principais relações geralmente consideradas pelos construtores para o projecto de prensas mecânicas, em função do processo tecnológico a que se destinam.

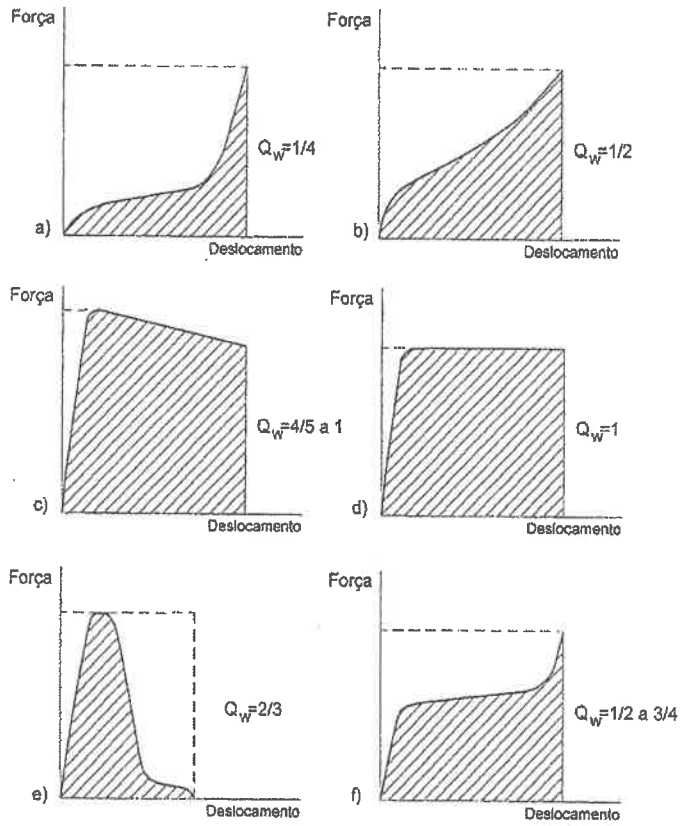


Figura 25.5 Evolução da força com o deslocamento das ferramentas para vários processos tecnológicos. Q_W é um coeficiente utilizado no cálculo do trabalho de deformação plástica e que possui um valor bem determinado para cada um dos processos de fabrico: a) forjamento em matriz fechada com rebarba, b) forjamento em matriz aberta, c) extrusão directa, d) extrusão inversa, e) corte por arrombamento e f) quinagem.

A figura 25.6 ilustra a variação da força disponível no carro móvel da prensa em simultâneo com a força requerida para uma operação de fabrico, em função do ângulo de posição da manivela e do curso adimensionalizado pelo curso total do carro móvel.

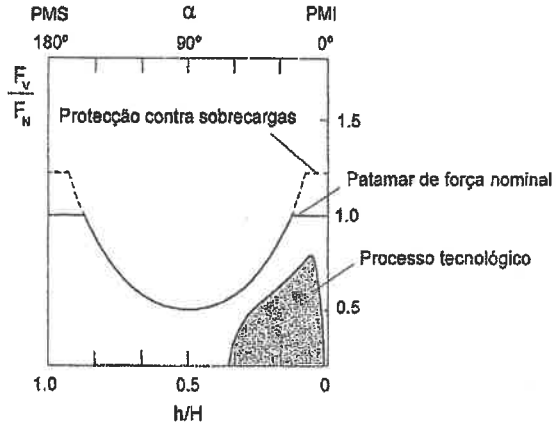


Figura 25.6 Força disponível no carro móvel da prensa e força necessária para realizar um determinado processo tecnológico de deformação plástica.

Em face deste gráfico podem retirar-se as seguintes conclusões relativas à utilização de prensas mecânicas em processos de fabrico por deformação plástica:

1) Se a força necessária para a operação for inferior à força disponível na prensa, o processo desenrola-se desde que o volante de inércia forneça a energia necessária para cada golpe.

2) Para pequenos ângulos de posição da cambota, na zona do patamar de força nominal, se a força necessária à operação ultrapassar o valor nominal e se a prensa não estiver dotada com dispositivos de protecção contra sobrecargas, o movimento será interrompido, parando o volante de inércia com a consequente descarga da energia armazenada na estrutura, nos tirantes e nos órgãos de transmissão da prensa. Em geral nestas situações a prensa só poderá ser desencravada após retirada a ferramenta e desde que não existam órgãos danificados.

3) Se a força necessária à operação exceder a força disponível na prensa antes de se atingir o patamar da força nominal, ou seja, para ângulos de posição da cambota afastados do PMI, a corrediça móvel da prensa pára devido à embraiagem começar a patinar, assegurando que o volante de inércia continue a rodar. Nestas condições a prensa é desencravada aumentando a pressão na embraiagem e invertendo o movimento de rotação do volante de inércia, desde que o carro móvel tenha parado antes do PMI.

4) As características das prensas mecânicas conduzem a que se possam encontrar situações de sobrecarga de funcionamento. A propensão para o surgimento deste fenómeno é tanto maior, quanto mais perto do PMI se encontrar a operação. Conforme se verificou, nessa região a taxa de crescimento da força é extremamente elevada, tornando inviável o recurso ao uso de travões para que, num período de tempo muito curto, a prensa e as ferramentas sejam preservadas das sobrecargas de força. Nestas condições, é usual este tipo de máquinas ferramentas estarem equipadas com dispositivos de protecção contra sobrecargas, os quais geralmente são actuados quando a força da operação atinge valores 30 a 50%, (função do tipo de sistema implantado), superiores à força nominal especificada pelo fabricante da prensa (figura 25.6).

Velocidade nas prensas mecânicas

Uma característica importante deste tipo de máquinas ferramentas é a velocidade com que se desloca o carro móvel. Assim, considerando uma velocidade angular do veio da manivela constante ω (ver figura 25.7) pode-se obter o valor da velocidade do carro móvel v_v através de,

$$v_T = \omega R \tag{25.16}$$

$$v = v_T \operatorname{sen}(\alpha + \beta) \tag{25.17}$$

A velocidade no carro móvel pode ser expressa em função da velocidade angular da manivela através de,

$$v_v = \omega R \frac{\operatorname{sen}(\alpha+\beta)}{\cos\beta} \tag{25.18}$$

Alternativamente, poder-se-ia ter obtido a velocidade vertical do carro móvel por diferenciação em ordem ao tempo da equação (25.14), que relaciona o curso com o ângulo de posição da manivela, ou seja:

$$v_v = \frac{dh}{dt} = \frac{dh}{d\alpha}\frac{d\alpha}{dt} = \frac{dh}{d\alpha}\omega = \left(R\operatorname{sen}\alpha + \frac{R^2}{L}\operatorname{sen}\alpha\cos\alpha\right)\omega \tag{25.19}$$

A figura 25.7 apresenta a evolução da velocidade no carro móvel com o ângulo de posição da manivela. Conforme se pode concluir o máximo de velocidade do carro móvel atinge-se perto do meio curso decrescendo até zero para os pontos mortos inferior e superior.

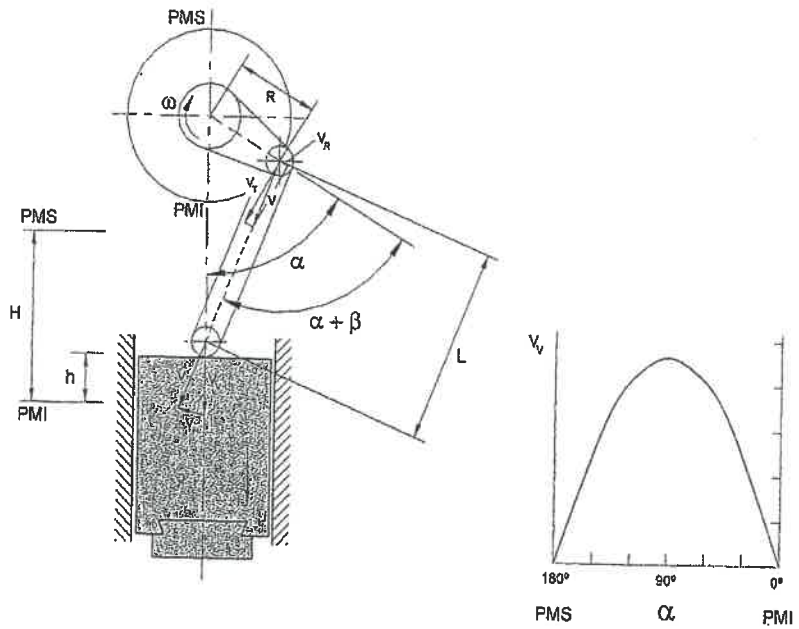


Figura 25.7 Velocidades num sistema biela-manivela e representação esquemática da velocidade disponível no carro móvel com o ângulo de posição da manivela.

Energia nas prensas mecânicas

A energia necessária à realização do processo tecnológico W é, como se disse, fornecida pelo volante de inércia, que sendo accionado pelo motor da prensa armazena uma certa quantidade de energia $W_{volante}$. Durante a fase de trabalho o volante perde velocidade até uma percentagem admissível, geralmente 10 a 20%, da sua velocidade em vazio. No início da operação seguinte o volante já deverá ter recuperado essa energia, sob pena de cada vez estar a rodar mais lento e no limite parar completamente. Conclui-se, assim, que uma prensa poderá ter força disponível para executar uma determinada operação, mas poderá não possuir a potência necessária à sua realização.

A energia armazenada no volante de inércia pode calcular-se através da seguinte expressão,

$$W_{volante} = \frac{I\,\omega^2}{2} \qquad (25.20)$$

em que I é o momento de inércia relativamente ao eixo de rotação do volante e ω a velocidade angular expressa em radianos por segundo.

Nestas condições, a energia total consumida em cada golpe da prensa será dada por,

$$W = \frac{I}{2}\left(\omega_0^2 - \omega_1^2\right) \qquad (25.21)$$

em que os índices *0* e *1* indicam respectivamente as velocidades antes e depois de concluída a operação. De referir que esta energia consumida inclui, para além da energia necessária à operação, a relativa às perdas por atrito e à deformação elástica da estrutura da prensa.

Terminada a operação, o motor eléctrico deve ser capaz de restabelecer a velocidade de rotação do volante de inércia antes de se iniciar uma nova operação. O tempo disponível para realizar esta aceleração depende da cadência da prensa, exigindo-se naturalmente motores eléctricos com maior potência para maiores cadências. O tempo necessário para o volante recuperar a energia despendida W é inversamente proporcional à potência do motor P e será dado por,

$$t = \frac{W}{P} \qquad (25.22)$$

Para determinar a potência do motor a instalar numa dada prensa, os construtores fixam um parâmetro de base: a energia nominal W_N da prensa. Esta energia nominal, é com efeito o valor máximo de energia que pode ser consumida em cada ciclo ($W_N = W_{max}$).

25.2.2 Prensas mecânicas de fuso

Aspectos construtivos e de funcionamento

As prensas mecânicas de fuso utilizam o atrito para accionar a corrediça, podendo a aceleração do volante e do fuso ser efectuada através de engrenagens, de mecanismos hidráulicos ou eléctricos. O armazenamento de energia efectua-se, tal como nas prensas mecânicas, num volante de inércia embora seja diferente o método utilizado para transferir a energia armazenada para a ferramenta.

Nas prensas em que o accionamento é efectuado por atrito, os discos motores estão montados num veio horizontal e rodam continuamente (figura 25.8). Para que a prensa execute o seu curso de descida, um dos discos verticais é empurrado contra o volante por acção de um servomotor. O contacto entre o disco e o volante dá-se para a menor velocidade circunferencial do disco. O acoplamento do volante ao fuso pode ser efectuado

por uma embraiagem mecânica ou por uma de atrito. A energia do volante e a velocidade do carro continuam a subir até se iniciar o trabalho de deformação. Este é um ponto de contraste com as prensas mecânicas que geralmente vão desacelerando em direcção ao material ou com as prensas hidráulicas que mantém uma velocidade constante. Neste sentido as prensas de fuso possuem características semelhantes aos martelos de queda.

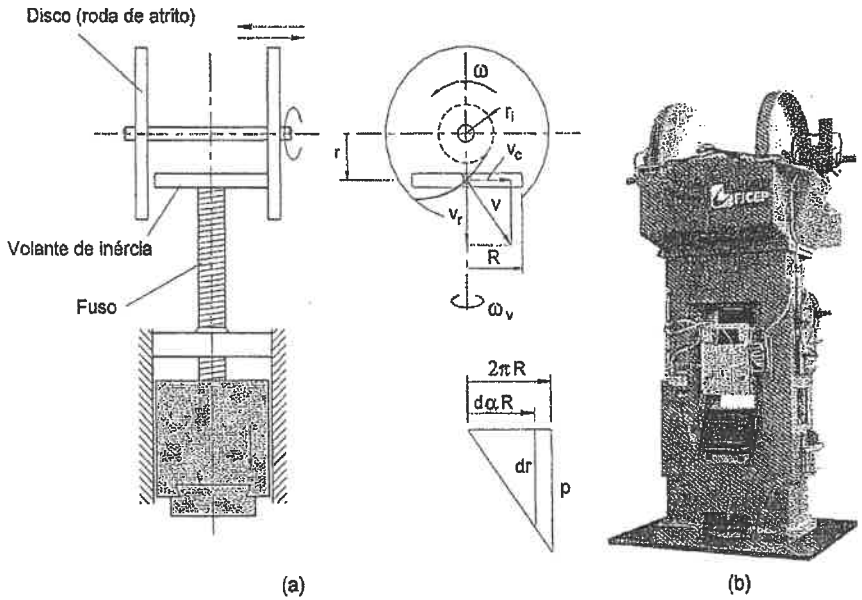


Figura 25.8 a) Representação esquemática de uma prensa mecânica de accionamento por fuso, b) prensa mecânica de fuso (cortesia da empresa FICEP S.p.A.)

No início do trabalho de deformação plástica a força necessária é transmitida pelo carro ao fuso e à estrutura da prensa. Quando toda a energia armazenada no volante for consumida na operação, bem como na deformação elástica da prensa, o carro imobiliza-se. Neste momento um servomotor actua o veio horizontal dos discos verticais, desactivando o primeiro disco e activando o segundo, de modo a que o contacto com o volante permita a subida do carro até ao PMS. Neste caso o contacto dá-se para a maior velocidade circunferencial do disco sendo o carro desacelerado até ao PMS. A actuação dum sistema de travões no fuso e o descontacto de ambos os discos verticais do volante, asseguram a paragem no PMS.

A inversão de movimento no PMI é acompanhada de um tempo de pausa que justifica a razão pela qual o tempo de contacto entre as matrizes e a peça é superior ao dos martelos de queda mas mesmo assim inferior ao das prensas mecânicas, de excêntrico ou hidráulicas.

Nas prensas de fuso de accionamento eléctrico directo existe um motor eléctrico reversível montado directamente no fuso e na estrutura da prensa acima do volante. O fuso está roscado no carro sem movimento vertical. Para alterar o sentido de avanço do carro inverte-se o sentido de rotação do motor eléctrico. Existe igualmente um travão para imobilizar o fuso no PMS.

As prensas de fuso são muito utilizadas em operações de forjamento, tendo como vantagem relativamente aos martelos de queda o facto de apresentarem menores efeitos de impacto. Encontram-se prensas de fuso com capacidades até às 2 000 ton, sendo regra geral mais lentas do que as prensas mecânicas do tipo sistema biela-manivela convencional. Algumas prensas de fuso possuem uma embraiagem de atrito entre o volante e o fuso, para que quando a energia disponível no volante atinja um dado valor pré-definido a embraiagem comece a patinar e parte da energia do volante, que continuaria a aumentar, seja dissipada sob a forma de calor. Pois, como foi referido, toda a energia armazenada no volante tem que ser consumida em cada ciclo (por deformação plástica da peça, por atrito na transmissão e por deformação elástica da prensa) o que se pode tornar perigoso quando a energia necessária à realização da deformação plástica é reduzida.

Velocidade nas prensas de fuso

O estudo cinemático das prensas de fuso pode ser efectuado assumindo que não existe escorregamento entre o disco e o volante. Nestas condições pode estabelecer-se a seguinte relação matemática para obtenção da velocidade circunferencial do volante,

$$v_c = \omega r = \omega_v R = \frac{d\alpha_v}{dt} R \qquad (25.23)$$

O símbolo ω representa a velocidade de rotação do disco, ω_v representa a velocidade de rotação do volante e α_v o ângulo de rotação do volante. O ângulo de rotação do volante pode ser relacionado com o passo do fuso p da forma a seguir indicada (ver figura 25.8),

$$\frac{d\alpha_v}{dt} = \frac{2\pi}{p}\frac{dr}{dt} \qquad (25.24)$$

Substituindo a equação (25.24) na equação (25.23), obtém-se a seguinte expressão para o cálculo da velocidade circunferencial do volante,

$$v_o = \frac{2\pi R}{p}\frac{dr}{dt} = \frac{2\pi R}{p} v_r \tag{25.25}$$

Introduzindo o parâmetro λ característico da prensa de fuso da forma a seguir indicada,

$$\tan\lambda = \frac{v_r}{v_o} \tag{25.26}$$

e, considerando que a velocidade de rotação do disco ω é constante, pode determinar-se a velocidade radial do disco através de,

$$v_r = \frac{dr}{dt} = \omega r \tan\lambda \tag{25.27}$$

A equação anterior permite descrever a trajectória do ponto de contacto do disco com o volante, através da integração em variáveis separáveis,

$$\int_{r_i}^{r}\frac{dr}{r} = \omega\tan\lambda\int_0^t dt \tag{25.28}$$

obtendo-se,

$$r = r_i \exp^{\omega t\tan\lambda} \tag{25.29}$$

Esta equação permite concluir que a trajectória do ponto de contacto do disco com o volante de inércia é uma espiral logarítmica com início no raio r_i (ver figura 25.8). Conhecida a trajectória do ponto de contacto obtêm-se as velocidades radial e circunferencial do modo a seguir indicado,

$$\begin{aligned} v_r &= \frac{dr}{dt} = r_i\,\omega\tan\lambda\cdot\exp^{\omega t\tan\lambda} \\ v_o &= r_i\,\omega\cdot\exp^{\omega t\tan\lambda} \end{aligned} \tag{25.30}$$

e a aceleração do volante de inércia através de,

$$a = \frac{dv_o}{dt} = r\omega^2\tan\lambda \tag{25.31}$$

O resultado alcançado permite concluir que a aceleração do volante de inércia varia linearmente com o raio do ponto de contacto do disco com o volante. Esta variação linear também permite concluir que não deverão existir variações bruscas na aceleração do volante. Caso se verifiquem variações bruscas estas só poderão ser devidas ao escorregamento do volante sobre o disco, o qual será também responsável pelas perdas de energia e pelo desgaste da película de fricção que é colocada no volante para fazer o contacto com os discos.

Energia e força nas prensas de fuso

No fim da operação toda a energia armazenada no volante de inércia terá sido transformada em energia de deformação plástica da peça W, energia para vencer as resistências de atrito W_a, e energia para deformar elasticamente a estrutura da prensa W_p (figura 25.9).

Legenda:
W - Energia necessária para realizar o processo de fabrico.
W_e - Energia despendida por escorregamento na embraiagem de atrito colocada entre o volante e o fuso.
W_p - Energia despendida na deformação elástica da estrutura da prensa.
W_a - Energia despendida por atrito.
W_N - Energia nominal da prensa.
W_{Total} - Energia total fornecida pela prensa (energia acumulada no volante).

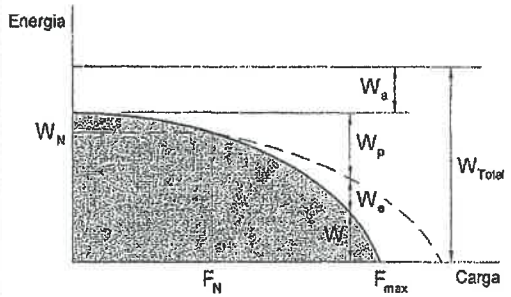


Figura 25.9 Evolução da energia com a carga para uma prensa mecânica de fuso.

A evolução da energia com a carga é parabólica, verificando-se que a energia disponível vai decrescendo à medida que a carga aumenta. Este efeito fica a dever-se ao facto da energia despendida na deformação elástica da estrutura da prensa possuir uma variação quadrática do tipo,

$$W_p = \frac{F^2}{2K} \tag{25.32}$$

O símbolo K incluído na equação anterior representa a rigidez total da prensa de fuso.

A análise da figura 25.9 permite igualmente concluir que sempre que a energia armazenada no volante W_{Total} seja superior à soma da energia necessária para realizar o

em que $\dot{V}$ é o caudal volumétrico à saída da bomba. Nestas condições, a velocidade do pistão do cilindro hidráulico, será igual a,

$$v_2 = \frac{A_1}{A_2} v_1 = \frac{\dot{V}}{A_2} \tag{25.35}$$

Considerando a viscosidade do fluido e aplicando a equação de Bernoulli (equação (25.33)) entre a saída da bomba e o cilindro hidráulico, obtém-se,

$$\frac{v_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\rho g} + z_1 = \frac{v_2^2}{2g} + \frac{p_2}{\rho g} + z_2 + h_{L,1,2} \tag{25.36}$$

em que $h_{L,1,2}$ representa as perdas de carga devido ao atrito do fluido nas tubagens, nas válvulas e no cilindro hidráulico.

A pressão hidrostática p_2 actuante no pistão do cilindro hidráulico pode, então, obter-se através da seguinte equação (25.36),

$$p_2 = p_1 + \rho g (z_1 - z_2) + \frac{\rho}{2}(v_1^2 - v_2^2) - \rho g h_{L,1,2} \tag{25.37}$$

Uma vez que nas prensas hidráulicas o escoamento do fluido é usado essencialmente para assegurar os movimentos e a força, os termos relacionados com a energia cinética e com a energia potencial podem desprezar-se relativamente ao termo da pressão hidrostática, o que significa que estas máquinas operam baseadas no princípio da pressão hidrostática. Assim, a equação (25.37) simplifica-se,

$$p_2 = p_1 - \rho g h_{L,1,2} \tag{25.38}$$

Nestas condições, a força exercida pelo cilindro hidráulico é obtida por acção da pressão hidrostática que actua perpendicularmente à superfície do pistão, sendo dada por,

$$F_2 = p_2 A_2 = (p_1 - \rho g h_{L,1,2}) A_2 \tag{25.39}$$

em que A_2 é a área projectada do pistão do cilindro hidráulico. Desta expressão facilmente se conclui que a conjugação entre as pressões do fluido e a dimensão do cilindro hidráulico permite a obtenção de diferentes forças. Compreende-se agora que, para as máquinas ferramenta com actuação hidráulica, a força máxima esteja disponível em qualquer ponto do curso, não existindo o perigo de sobrecargas, em oposição com o

que se passa nas máquinas ferramenta com actuação mecânica. A figura 25.11 apresenta estas diferenças, confrontando os gráficos de força para uma prensa mecânica de excêntrico e para uma prensa hidráulica.

A caracterização da prensa hidráulica fica completa notando que a velocidade teórica, (desprezando os efeitos de inércia e de atrito), das ferramentas acopladas ao cilindro hidráulico pode ser calculada através de,

$$v = \frac{\dot{V}}{A_2} \tag{25.40}$$

A energia fornecida pela máquina ferramenta poderá ser calculada através de,

$$W = \int_0^s p A_2 \, ds \tag{25.41}$$

O símbolo s representa o deslocamento necessário à realização do processo de fabrico.

Conforme se pode verificar a pressão de funcionamento p e o caudal volumétrico do fluido $\dot{V}$ são os parâmetros mais importantes a ter em consideração na caracterização das prensas hidráulicas. A principal função do fluido é a de transmitir a energia desde o local onde é gerada (bomba) até ao local onde irá ser utilizada (cilindro hidráulico). Adicionalmente, a sua acção estende-se à lubrificação das partes móveis da prensa em contacto com o fluido, à protecção contra a corrosão, à limpeza de eventuais partículas existentes no interior do circuito hidráulico e ainda ao arrefecimento.

Vantagens e desvantagens das prensas hidráulicas

As principais características das prensas hidráulicas são as seguintes:

1) A força máxima está disponível em qualquer ponto do curso e durante o curso que se pretender. Para que tal seja possível devem ter grande energia disponível. Estes dois motivos são os responsáveis pela sua elevada adequação para accionar ferramentas de estampagem e de extrusão.
2) Não estão sujeitas a sobrecargas acidentais pois pode-se limitar o valor da pressão máxima de funcionamento (através da regulação da abertura de uma válvula de segurança) e, consequentemente, a força disponível.
3) A velocidade dos carros pode ser controlada, obtendo-se a evolução que se pretender ao longo do curso. Esta regulação pode fazer-se através da utilização de bombas de caudal variável, por exemplo.

4) No caso da estampagem, com uma prensa de duplo efeito, pode regular-se a força de encosto, ou a pressão do encostador, independentemente da espessura da chapa e da evolução da operação de estampagem.

5) O curso é facilmente ajustável.

6) As prensas hidráulicas são as únicas que permitem conciliar elevadas capacidades nominais com grandes cursos.

7) As baixas velocidades de actuação destes equipamentos permitem transformar as operações de deformação plástica, (que geralmente são operações de compressão por impacto), em operações de compressão progressiva. Este facto permite alcançar melhorias significativas ao nível da enformabilidade e obter tolerâncias dimensionais mais precisas.

Como principais desvantagens em relação às prensas mecânicas, podem referir-se as seguintes:

1) São máquinas mais lentas.

2) Como não possuem volante de inércia para armazenar energia, devem possuir motores eléctricos com potências cerca de duas vezes e meia maiores do que os motores instalados em prensas mecânicas de igual capacidade.

3) Suportam pior o choque quando são utilizadas, por exemplo, para accionar ferramentas de corte por arrombamento.

4) No que se refere à manutenção, são máquinas que requerem maiores cuidados. O pessoal envolvido deve possuir um maior grau de especialização. As deficiências numa prensa mecânica são visíveis e mais facilmente detectáveis, embora sejam normalmente mais severas, enquanto que nas hidráulicas é necessário uma compreensão integral do circuito eléctrico e hidráulico antes de se iniciar qualquer tipo de reparação. Uma vez detectada a causa da avaria ela é, normalmente, mais simples de arranjar. A existência de poeiras e a falta de manutenção preventiva é habitualmente mais nefasta para as prensas hidráulicas do que para as mecânicas.

5) O tempo de pausa e de contacto das peças com as matrizes é elevado. No caso das operações de fabrico se realizarem a quente este facto determina que as matrizes tenham de trabalhar a temperaturas médias mais elevadas. Pode desta forma gerar-se o sobreaquecimento das matrizes e, consequentemente, podem originar-se desgastes prematuros, perda de dureza a temperaturas elevadas, ou fadiga térmica induzida pelos ciclos de aquecimento e de arrefecimento.

25.3 Martelos de queda

Aspectos construtivos e de funcionamento

É o equipamento mais versátil e barato, capaz de fornecer a força e a energia necessárias a uma operação de deformação plástica. A energia é fornecida pela queda livre ou impulsionada de uma massa (variando entre 200 a 3500 kg) a partir de uma altura que pode oscilar entre 1 m a 3.5 m (figura 25.13).

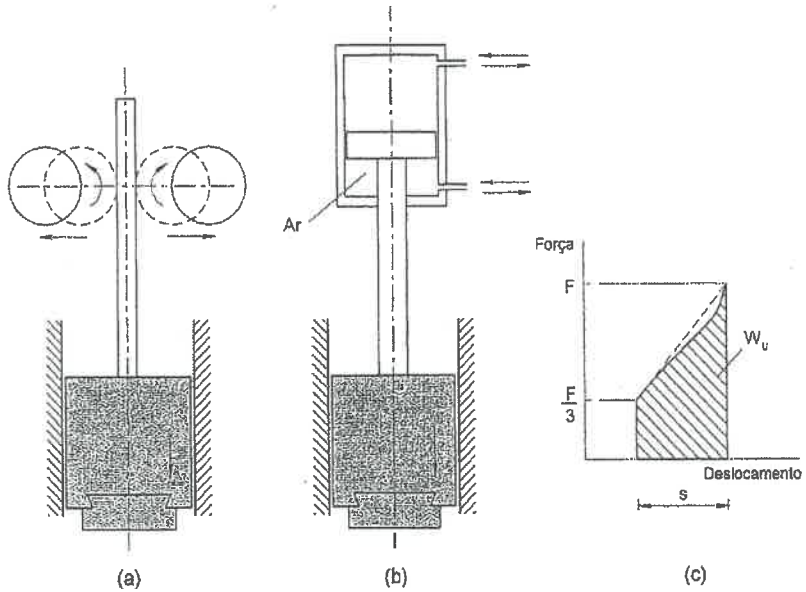


Figura 25.13 Martelos de queda; a) martelo de queda por gravidade, b) martelo de queda motorizado por actuação pneumática e c) representação esquemática do gráfico de variação carga-deslocamento.

Durante o curso de trabalho a deformação vai progredindo até que a totalidade da energia cinética, que havia sido acumulada pelo carro, seja consumida na deformação plástica da peça e na deformação elástica do carro e da base da prensa. A capacidade nominal destes equipamentos é habitualmente fornecida em termos da energia máxima que pode ser disponibilizada.

Existem basicamente dois tipos de martelos; martelos de queda por gravidade e martelos de queda motorizados. Nos martelos de queda por gravidade o carro está

rigidamente ligado a uma prancha, a uma correia, a uma cadeia ou a um cilindro pneumático ou hidráulico (figura 25.13a)). O carro é içado até uma certa altura e depois é deixado cair livremente sendo a aceleração exclusivamente resultante da queda por acção da gravidade. O mecanismo de subida actua imediatamente após estar concluída a queda e o seu accionamento pode ser através de rolos de atrito ou de ar comprimido.

Os martelos de queda motorizados são similares aos de queda por gravidade com a diferença que durante a queda o carro é acelerado não só por acção da gravidade mas também por acção pneumática ou electrohidráulica (figura 25.13b)). A energia fornecida por este tipo de martelos é muito superior à dos martelos de queda por gravidade e o seu controlo é mais fácil na medida em que o operador pode controlar o impulso inicial. A principal desvantagem destes equipamentos reside no facto de exigirem estruturas e fixes mais robustos.

Nos martelos de queda de acção electrohidráulica o carro é levantado por acção hidráulica contra uma almofada pneumática, diminuindo deste modo a velocidade de subida do carro mas contribuindo para aumentar a sua aceleração durante o curso de descida. Recentemente têm sido construídos martelos de queda que desenvolvem altas energias ('HERF - High energy rate forming' na terminologia Inglesa). Nestes equipamentos o pistão é acelerado por gases a alta pressão.

Energia e velocidade nos martelos de queda

A capacidade de trabalho de um martelo de queda é definida pela massa do martelo m e pela velocidade de impacto v,

$$W_v = \frac{1}{2} m v^2 \tag{25.42}$$

No caso de se tratar de um martelo de queda por gravidade, cuja massa caia de uma altura H, a energia disponível será dada por,

$$W_H = mgH \tag{25.43}$$

em que g é a aceleração da gravidade. Desta energia somente 10 a 30 % é utilizada na deformação da peça, uma vez que existem perdas para a estrutura do martelo, para as ferramentas, para as fundações e para o solo. No entanto, se o martelo possuir dispositivos de aceleração, a energia disponível, sem considerar as perdas, será igual a,

$$W_H = (mg + pA)H \tag{25.44}$$

em que p é a pressão do ar, do gás ou do vapor que actua o êmbolo do cilindro de aceleração e A é a área do cilindro. Deste modo, a velocidade de impacto do martelo pode calcular-se a partir da expressão (25.42),

$$v^2 = 2H\left(g + \frac{pA}{m}\right) = 2a_H H \tag{25.45}$$

em que a_H é a aceleração do martelo.

A capacidade nominal destes equipamentos deve ser estabelecida em termos da energia disponível no início do processo de fabrico, na medida em que pouco ou nada vale especificá-los em função da altura de queda do martelo. A energia disponível no início W_H não se transforma totalmente em energia útil W_u na medida em que ocorrem perdas de energia para o ambiente sob a forma de vibrações e ruído. Define-se eficiência do golpe η como sendo a razão entre a energia útil e a energia disponível no início do processo,

$$\eta = \frac{W_u}{W_H} \tag{25.46}$$

Os valores típicos de eficiência são 0.8-0.9 para golpes suaves (pequena carga e grande deslocamento) e 0.2-0.5 para golpes fortes (carga elevada e deslocamento reduzido).

A transformação de energia cinética em energia de deformação durante um golpe do martelo pode desenvolver uma força considerável. A figura 25.13c) apresenta um exemplo em que a força aumenta de $F/3$ no início do processo para F no final do curso. A energia útil encontra-se representada pela área abaixo da curva carga-deslocamento, e pode ser estimada de um modo aproximado através de,

$$W_u \cong \frac{\frac{F}{3} + F}{2} s = \frac{4Fs}{6} \tag{25.47}$$

Uma das principais características dos martelos de queda é a elevada velocidade de actuação. Este facto faz aumentar a velocidade de deformação do material e tem consequências directas no valor da tensão de escoamento, em particular no caso das operações de fabrico realizadas a quente. Porém, como o tempo total despendido na operação é mais baixo, o arrefecimento provocado na peça é menos acentuado, e compensa o efeito decorrente do aumento da velocidade de deformação. Consequentemente, estima-se que a força necessária à deformação a quente de uma

peça num martelo de queda seja apenas cerca de 25% superior à que é necessária para realizar a mesma operação numa prensa.

O tempo de contacto entre a matriz e a peça é extremamente curto (de 1 a 10 ms) devido à elevada velocidade que o martelo possui no instante do impacto e à rápida capacidade de inversão de velocidade. Devido a este tempo de dissipação de energia ser muito reduzido podem produzir-se forças muito elevadas.

O excesso de energia que não é utilizado para realizar o processo de fabrico é transmitido às matrizes e à estrutura do martelo, as quais devem ser capazes de suportar este tipo de choques e de sobrecargas.

Energia e força nos martelos de queda

A figura 25.14 contém uma representação esquemática da curva de variação da carga F com o deslocamento s da matriz durante uma operação de deformação plástica realizada através da aplicação de golpes sucessivos (pancada múltipla).

Admitindo que a energia disponível no início de cada golpe W_N é constante e tendo em consideração que a força F aplicada pelo martelo é inversamente proporcional ao deslocamento s da matriz (equação (25.47)), pode concluir-se que, durante os golpes finais utilizados fundamentalmente com o propósito de calibrar geometricamente as peças e caracterizados por deslocamentos das matrizes muito reduzidos, (geralmente inferiores a 0.5 mm), se verificam aumentos muito significativos da força. Este aumento de força provoca acréscimos no ruído e nas vibrações transmitidas à estrutura e às fundações do martelo, diminuindo a eficiência do golpe η. É esta a principal razão pela qual a eficiência dos golpes fortes característicos das sequências finais de fabrico deve ser habitualmente inferior à dos golpes suaves que se aplicam no início.

Momento de impacto

Antes de conceber e projectar as matrizes é necessário ter em consideração o momento de impacto que deriva do facto da resultante de forças não ser colinear com o eixo do carro. Este aspecto é particularmente importante no caso dos martelos de queda na medida em que se tratam de máquinas ferramenta de impacto. De facto, o momento de impacto determina uma rotação do carro em torno do seu centro de gravidade da qual resulta um choque do carro sobre as guias laterais (figura 25.15). Quando o valor do momento de impacto excede o valor admissível de projecto podem provocar-se avarias e desgastes nas guias laterais. Estas avarias e desgastes são um dos principais factores que influenciam os custos de manutenção de um martelo de queda, devendo, portanto, ser eliminadas ou reduzidas o mais possível.

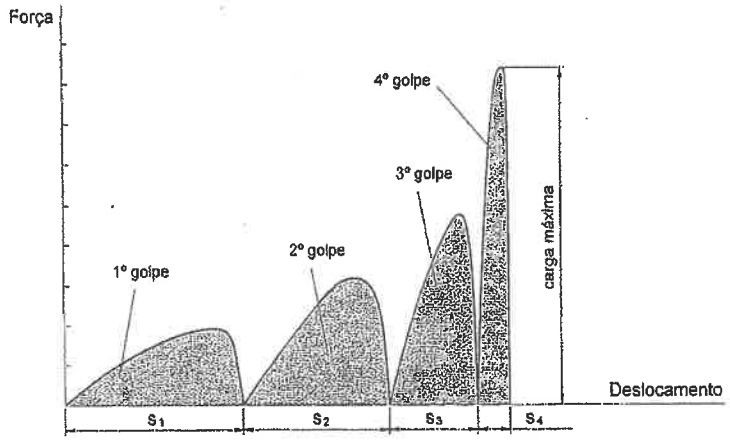


Figura 25.14 Representação esquemática do gráfico de variação força-deslocamento durante uma operação de deformação plástica realizada através da aplicação de golpes sucessivos (pancada múltipla).

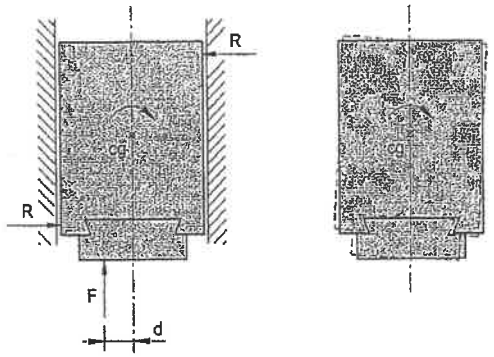


Figura 25.15 Representação esquemática do efeito do momento de impacto devido à excentricidade da resultante de forças sobre o carro móvel.

25.4 Principais características de martelos de queda e prensas

A tabela 25.II apresenta um resumo das principais características mecânicas dos martelos de queda e das prensas que são habitualmente utilizados em processos de fabrico por deformação plástica.

Equipamento	Energia (kN m)	Massa (kg)	Força (kN)	Velocidade (m/s)	Cadência Golpes/min	Curso (m)	Eficiência Mecânica
Martelos							
Mecânicos	0.5-40	30-5000		4-5	350-35	0.1-1.6	0.2-0.5
Vapor e ar	20-600	75–17000		3-8	300-20	0.5-1.2	0.05-0.3
Contra Golpe	5-1200			3-5	60-7		0.2-0.7
HERF (High Energy Rate Forming)	15-750			8-20	< 2		0.2-0.6
Prensas							
Hidráulica, forjamento			100-80000	< 0.5	5-30	0.3-1	0.1-0.6
Hidráulica, estampagem			10-40000	< 0.5	20-130	0.1-1	0.5-0.7
Hidráulica, extrusão			1000-50000	< 0.5	< 2	0.8-5	0.5-0.7
Mecânica, forjamento			10-80000	< 0.5	10-130	0.1-1	0.2-0.7
Prensa horizontal			500-30000	< 1	15-90	0.05-0.4	0.2-0.7
Mecânica, estampagem			10-20000	< 1	10-180	0.1-0.8	0.3-0.7
Fuso			100-80000	< 1	6-35	0.2-0.8	0.2-0.7

Tabela 25.II Principais características de prensas e martelos de queda.

A figura 25.16 procede a uma representação esquemática comparativa entre as características cinemáticas dos diferentes tipos de martelos de queda e de prensas que foram considerados ao longo deste capítulo.

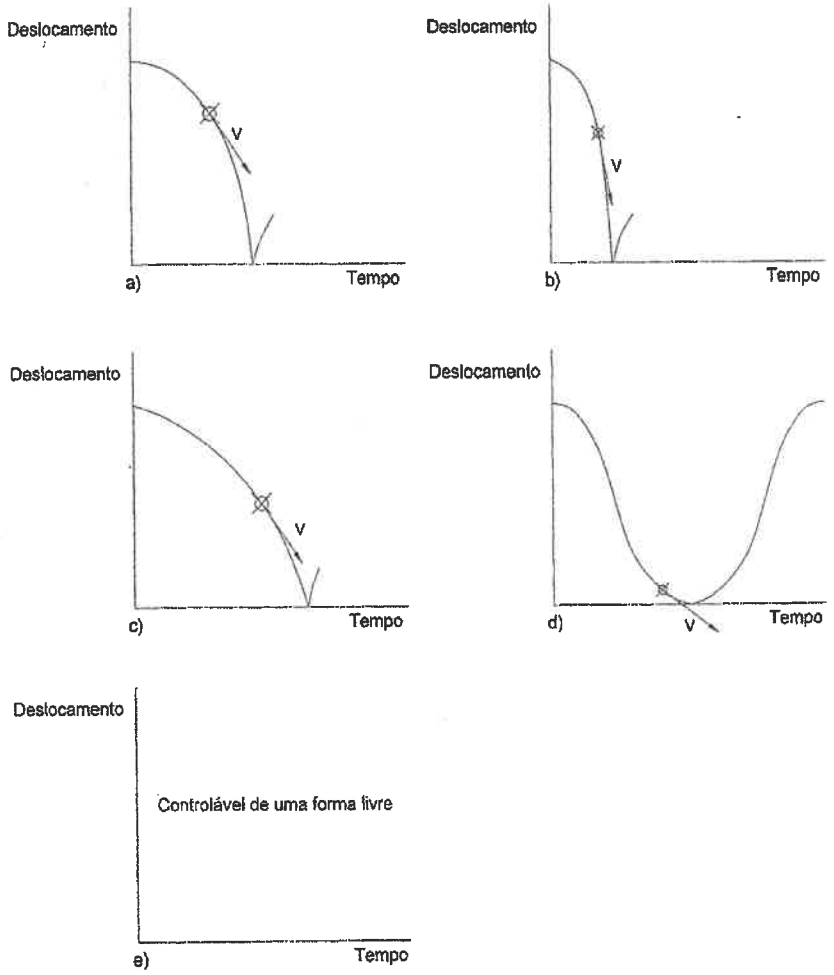


Figura 25.16 Representação esquemática comparativa da variação do deslocamento com o tempo para os seguintes tipos de máquinas-ferramenta; a) martelo de queda, b) martelo de queda motorizado, c) prensa mecânica de fuso, d) prensa mecânica de excêntrico, e e) prensa hidráulica.

25.5 Problemas

Problema 25.1

Considere a operação de compressão a frio, entre pratos direitos, de um cilindro de aço com 150 mm de diâmetro e 100 mm de altura destinada a obter um cilindro com uma altura final igual a 50 mm. Admita que o aço possui uma relação tensão-extensão do tipo $\sigma = 1014\ \varepsilon^{0.17}$ MPa.

Determine a viabilidade de se poder efectuar a referida operação de compressão num martelo de queda motorizado por actuação de vapor com as seguintes características:

1) Altura de queda, $H = 1.5$ m.
2) Massa, $m = 17000$ kg.
3) Actuação por vapor através de 2 cilindros com diâmetro igual a 300 mm que trabalham com uma pressão de funcionamento igual a $p = 10$ MPa.

Resolução

A resolução deste problema inicia-se com o cálculo prévio da energia de deformação plástica por unidade de volume indispensável à realização da operação de compressão. Seguindo uma metodologia baseada no método da energia uniforme (*Capítulo 6*), começa-se por obter o valor da extensão total ε,

$$\varepsilon = \ln\left(\frac{h_0}{h}\right) = \ln\frac{100}{50} = 0.693$$

A energia de deformação plástica por unidade de volume é determinada através de, (considera-se que a eficiência energética da deformação plástica é ideal),

$$w = w_i = \int_{\varepsilon=0}^{\varepsilon=\varepsilon} \sigma\, d\varepsilon = \int_{\varepsilon=0}^{\varepsilon=\varepsilon} K\varepsilon^n\, d\varepsilon = \frac{K\varepsilon^{n+1}}{n+1} = \frac{1014\cdot(0.693)^{1.17}}{1.17} = 564.3\ \text{MPa}$$

A energia total obtém-se multiplicando o valor anterior pelo volume do material do cilindro, obtendo-se,

$$W = wV = 564.3\times\frac{\pi 150^2}{4}\times 100 = 997.2\ \text{kJ}$$

A capacidade de trabalho do martelo de queda é calculada através da equação (25.44),

$$W_H = (mg + pA)H = \left(17000\times 9.8 + 2\left(10\times\frac{\pi 300^2}{4}\right)\right)\times 1.5 = 2370.5\ \text{kJ}$$

Se, adicionalmente, for considerada a eficiência do golpe (ou eficiência mecânica) do martelo η através do produto da eficiência energética devida às perdas por atrito nas corrediças $\eta_a = 0.5$ pela eficiência energética derivada das perdas de energia para as fundações e para o solo, $\eta_{chão} = 0.6$, pode proceder-se à correcção da estimativa da capacidade de trabalho do martelo, obtendo-se,

$$W_U = W_H\cdot\eta_a\eta_{chão} = 2370.5\times 0.5\times 0.6 = 711.1\ \text{kJ} < 997.2\ \text{kJ}$$

O resultado obtido permite concluir que a compressão do cilindro de aço terá de ser realizada por intermédio de duas pancadas (dois golpes).

Problema 25.2

Uma prensa de excêntrico com um curso de 200 mm, operando a uma cadência de 30 golpes/min, é usada para reduzir a altura de 30 mm para 20 mm de pré formas cilíndricas de aço AISI 1015, com um diâmetro de 20 mm. A operação desenrola-se a uma temperatura de 1100ºC. A esta temperatura o material apresenta um comportamento mecânico rígido-viscoplástico, dado pela seguinte relação, $\overline{\sigma} = 74\,\dot{\overline{\varepsilon}}^{0.125}$ MPa. Existe atrito entre as matrizes e a peça, sendo o coeficiente de atrito $\mu = 0.3$.

Nestas condições, determine:

a) A variação da velocidade vertical da corrediça da prensa em função do curso, desde o ponto morto superior (PMS) até ao ponto morto inferior (PMI).

b) A evolução da velocidade de deformação e a consequente variação da tensão limite de elasticidade do material com o curso.

c) A distribuição de tensões no interior do cilindro para uma altura intermédia de compressão igual a 25 mm.

d) A evolução da força de compressão e da energia consumida durante a deformação plástica em função do curso.

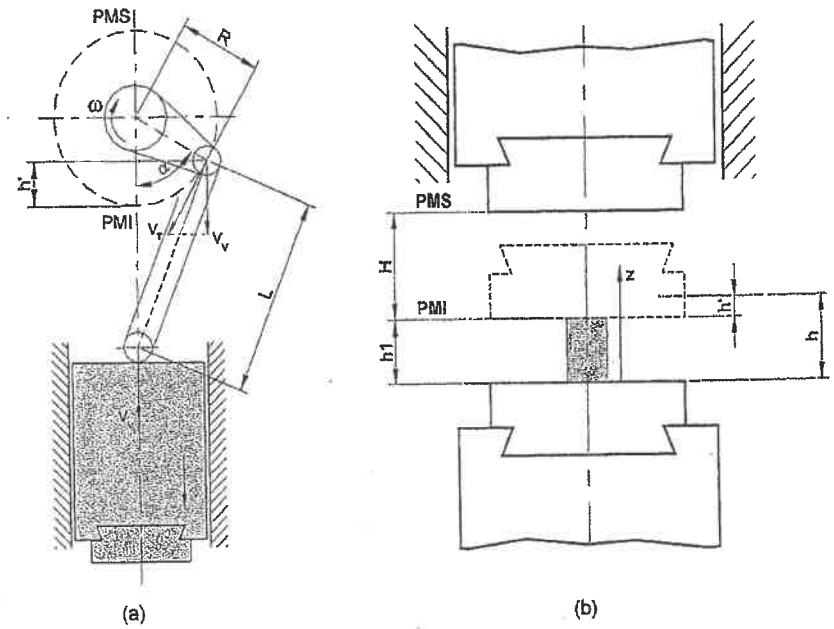
Resolução

a) Para determinar a evolução da velocidade de trabalho da prensa mecânica, considere-se a figura seguinte onde se apresenta esquematicamente um sistema biela-manivela, mecanismo básico deste tipo de máquinas ferramenta.

Para caracterizar a máquina ferramenta sabe-se que o curso total é de $H = 200$ mm, o que permite, desde logo, dizer que o raio da manivela é igual a $R = 100$ mm, uma vez que $2R = H$. Por outro lado, conhecendo-se a cadência da prensa, 30 golpes/min, pode dizer-se que a manivela faz 30 rotações completas num minuto, ou seja, a sua velocidade de rotação será de $N = 30$ rpm. Não havendo outras características do sistema biela manivela disponíveis, conclui-se que a respectiva descrição cinemática terá de ser efectuada considerando algumas simplificações. Assim, admite-se que a velocidade vertical da corrediça, v_v, pode ser determinada directamente a partir da velocidade tangencial da manivela, v_T, conforme se mostra na figura anterior, o que equivale a admitir que o comprimento da manivela, L, é elevado relativamente ao raio da manivela, R (ou seja, que o ângulo β da figura 25.2 é pequeno). Então, (ver equações (25.16) a (25.18)),

$$v_v \cong v_T \operatorname{sen}\alpha$$

em que α é o ângulo de posição da manivela.



Para determinar a velocidade de actuação da corrediça em função do curso, adoptando o sistema de eixos representado na figura anterior, sabe-se que,

$$PMI = h_1 \qquad \text{e} \qquad PMS = H + h_1$$

em que h_1 é a altura final da peça e H o curso da prensa. Então, nestas condições, pode dizer-se que a posição instantânea da corrediça será dada por,

$$h' = h - h_1 = R(1 - \cos\alpha)$$

de onde se tira que,

$$\cos\alpha = 1 - \frac{h - h_1}{R} \quad \Rightarrow \quad \operatorname{sen}\alpha = \sqrt{1 - \left(1 - \frac{h - h_1}{R}\right)^2}$$

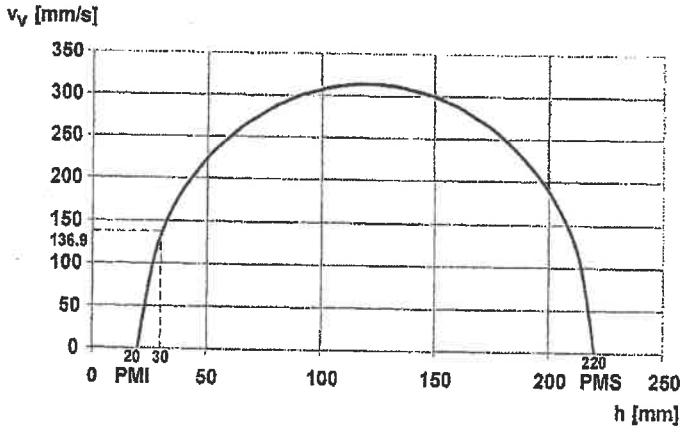
Substituindo este resultado na equação da velocidade da corrediça obtém-se,

$$v_v = v_T \sqrt{1-\left(\frac{h-h_1}{R}-1\right)^2}$$

sendo a velocidade tangencial da manivela dada por, $v_T = \omega R = 2\pi N R$. Conforme se pode constatar, esta expressão, embora aproximada, verifica as condições de velocidade no PMS e no PMI,

$$PMS: h = 220 \text{ mm}\ ;\ h_1 = 20 \text{ mm} \Rightarrow (v_v)_{PMS} = 0$$
$$PMI: h = 20 \text{ mm}\ ;\ h_1 = 20 \text{ mm} \Rightarrow (v_v)_{PMI} = 0$$

A figura seguinte apresenta graficamente a variação da velocidade da corrediça com o curso, verificando-se que o ponto de máxima velocidade corresponde à posição angular da manivela de 90°.



Finalmente, tira-se do gráfico anterior que a velocidade de impacto na peça é de 136.9 mm/s e que a zona de deformação plástica é uma zona muito restrita do curso.

b) Para calcular a variação da velocidade de deformação, $\dot{\varepsilon}$, em função do curso, sabe-se que a extensão verdadeira é dada por,

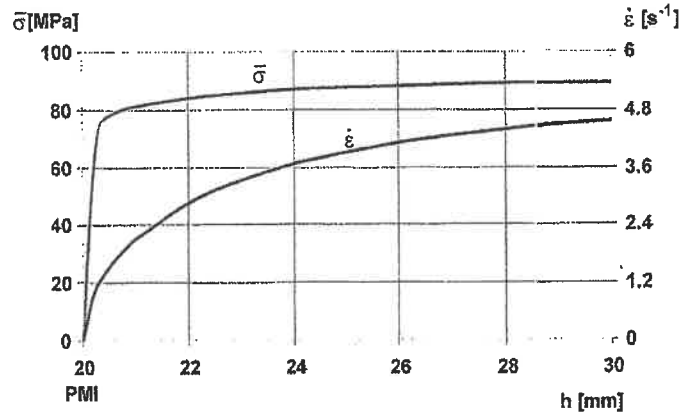
$$\varepsilon_z = \ln\left(\frac{h}{h_0}\right)$$

então,

$$\dot{\varepsilon}_z = \frac{d\varepsilon_z}{dt} = \frac{1}{h}\frac{dh}{dt} = \frac{v_v}{h} = \frac{v_T}{h}\sqrt{1-\left(1-\frac{h-h_1}{R}\right)^2}$$

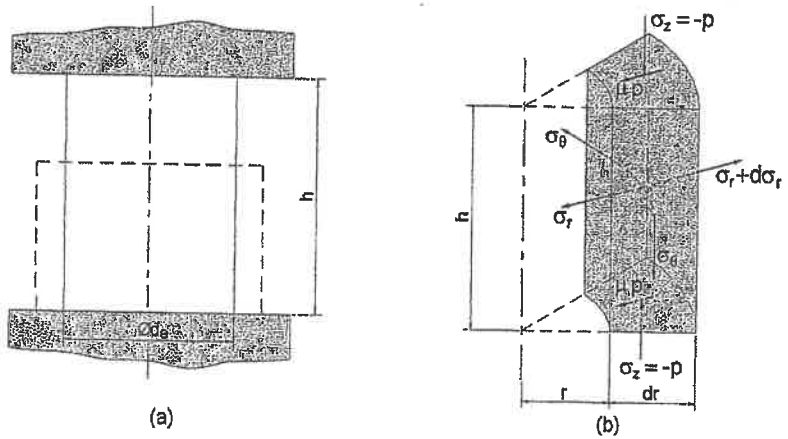
No que se refere à variação da tensão limite de elasticidade, ou tensão de escoamento, sabe-se que a lei de comportamento mecânico do material é a seguinte, $\overline{\sigma} = 74\ \dot{\overline{\varepsilon}}^{0.125}$ MPa.

Uma vez que no método da fatia elementar se considera que as direcções r, θ e z são direcções principais, significando que a tensão, extensão e velocidade de deformação efectiva coincidem, respectivamente, com a tensão, extensão e velocidade de deformação segundo z, é, então, possível representar graficamente a evolução da velocidade de deformação e da tensão limite de elasticidade com o curso, conforme mostra a figura seguinte. É interessante notar a redução da tensão limite de elasticidade do material à medida que a operação se aproxima do final, em consequência da diminuição que a velocidade da corrediça sofre, sendo, mesmo, o PMI um ponto do curso em que a resistência do material à deformação cai drasticamente, já que no PMI a velocidade vertical da corrediça sofre uma inversão, em virtude do movimento descendente terminar e se iniciar o movimento ascendente do carro móvel.



c) A distribuição de tensões no interior do cilindro obtém-se por intermédio da aplicação do método da fatia elementar (ver § 11.6). Considere-se para o efeito a figura seguinte onde se ilustra a operação de compressão de um cilindro de altura h e diâmetro

d_e, bem como as tensões que actuam num elemento de volume do cilindro a uma distância r do eixo de simetria.



De acordo com a dedução efectuada no *Capítulo 11* a distribuição de pressão p na direcção axial z pode ser calculada através de ($p = -\sigma_z$),

$$p = \sigma_e \exp\left[\frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right]$$

A distribuição das tensões tangencial σ_θ e radial σ_r no interior do cilindro obtém-se a partir da condição de equivalência entre as tensões tangencial e radial, $\sigma_\theta = \sigma_r$. De facto, considerando a conservação de volume do cilindro, $d(\pi r^2 h) = 0$,

$$2\frac{dr}{r} + \frac{dh}{h} = 2d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_z = 0$$

e a condição de incompressibilidade do material expressa em termos da extensão volumétrica,

$$d\varepsilon_\theta + d\varepsilon_r + d\varepsilon_z = 0$$

conclui-se que,

$$d\varepsilon_\theta = d\varepsilon_r \Rightarrow \sigma_\theta = \sigma_r$$

A aplicação subsequente do critério de plasticidade de Tresca,

$$\sigma_r - \sigma_z = \sigma_r + p = \sigma_e$$

e a substituição da pressão p pela equação anteriormente apresentada permite, finalmente, obter a distribuição completa do campo de tensões no interior do cilindro em deformação plástica,

$$\sigma_r = \sigma_\theta = \sigma_e\left\{1 - \exp\left[\frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right]\right\}$$

$$p = \sigma_e \exp\left[\frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right]$$

Para representar a distribuição de tensões para uma altura intermédia de compressão igual 25 mm, é necessário proceder à determinação das dimensões do cilindro deformado e da tensão limite de elasticidade do material nesse instante. Nestas condições, a condição de incompressibilidade permite obter,

$$r_e = r_0\sqrt{\frac{h_0}{h}} \Rightarrow r_e = 20\sqrt{\frac{30}{25}} = 21.9 \text{ mm}$$

A velocidade da corrediça no instante em consideração calcula-se a partir de,

$$v_v = v_T\sqrt{1 - \left(1 - \frac{h - h_1}{R}\right)^2} = 314\sqrt{1 - \left(1 - \frac{25 - 20}{100}\right)^2} = 98.1 \text{ mm/s}$$

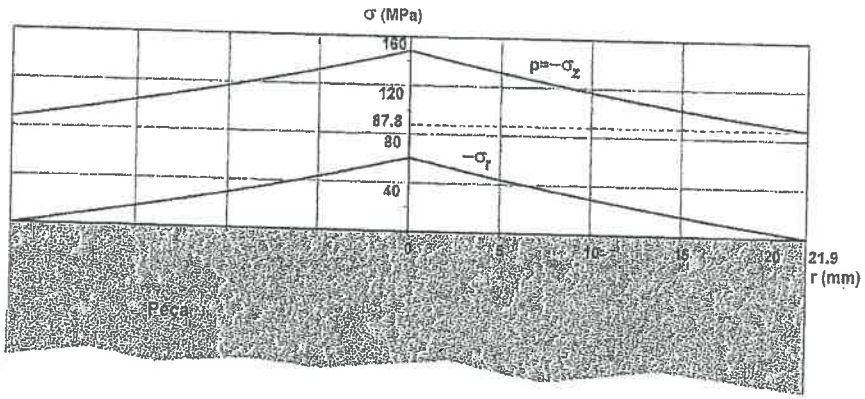
e a velocidade de deformação obtém-se através de,

$$\dot{\varepsilon} = \frac{v_v}{h} = \frac{98.1}{25} = 3.92 \text{ s}^{-1}$$

A tensão limite de elasticidade determina-se a partir da lei de comportamento rígido-viscoplástica do material,

$$\sigma_e = 74\,\dot{\varepsilon}^{0.125} = 74 \times 3.92^{0.125} = 87.8 \text{ MPa}$$

A figura seguinte mostra a evolução das tensões axial e radial em função do raio do cilindro, para uma redução em altura de 16.7%, ou seja, no instante em que o cilindro tem uma altura igual a 25 mm. A distribuição de pressão é simétrica em relação ao eixo e aumenta exponencialmente em direcção ao centro da peça. Este tipo de distribuição de pressão devida ao atrito foi anteriormente designada por 'colina de atrito' (ver § 11.6),



d) Para calcular a evolução da força de compressão que é exercida pelos pratos compressores em função do curso, começa-se por escrever a seguinte forma integral,

$$F = \int_0^{r_e} p\, 2\pi r dr$$

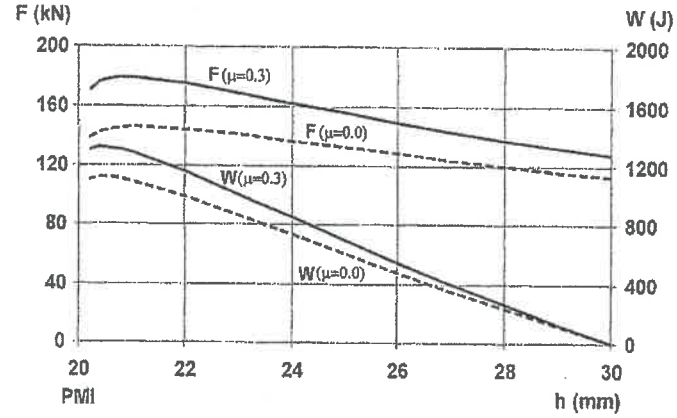
Para facilitar a manipulação matemática é vantajoso desenvolver-se a expressão da pressão p em série e desprezar os termos de ordem superior, obtendo-se,

$$p = \sigma_e \exp\left[\frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right] \cong \sigma_e\left[1 + \frac{2\mu}{h}(r_e - r)\right]$$

Substituindo este resultado na equação anterior e procedendo à integração analítica, da expressão resultante, obtém-se,

$$F \cong \pi\sigma_e r_e^2\left[1 + \frac{2}{3}\frac{\mu}{h} r_e\right]$$

A equação anterior permite representar a evolução da força que é exercida pelos pratos compressores em função do deslocamento da corrediça da prensa (ver figura seguinte).



Para calcular a energia consumida na deformação plástica do cilindro, sabe-se que a energia total dissipada na redução de altura de uma quantidade infinitesimal, dh, é dada por,

$$dW = -F\, dh$$

então, a energia total consumida na redução de uma altura do cilindro de h_0 para h_1 será,

$$W = -\int_{h_0}^{h_1} F\, dh = \int_{h_1}^{h_0} F\, dh$$

Substituindo F pelo valor aproximado que foi apresentado anteriormente, obtém-se,

$$W \cong \int_{h_1}^{h_0} \pi\sigma_e r_e^2\left[1 + \frac{2}{3}\frac{\mu}{h} r_e\right] dh$$

processo tecnológico com a energia despendida por atrito $W + W_a$ deverá existir um excesso de energia W_p que irá ser transmitido à máquina-ferramenta. Este excesso de energia é responsável pela transmissão de forças muito elevadas à ferramenta e à estrutura da prensa (figura 25.10).

Legenda:

D - Deformação elástica da estrutura da prensa.

F - Força máxima necessária para realizar o processo de fabrico.

F_{max} - Força máxima disponível na prensa de fuso.

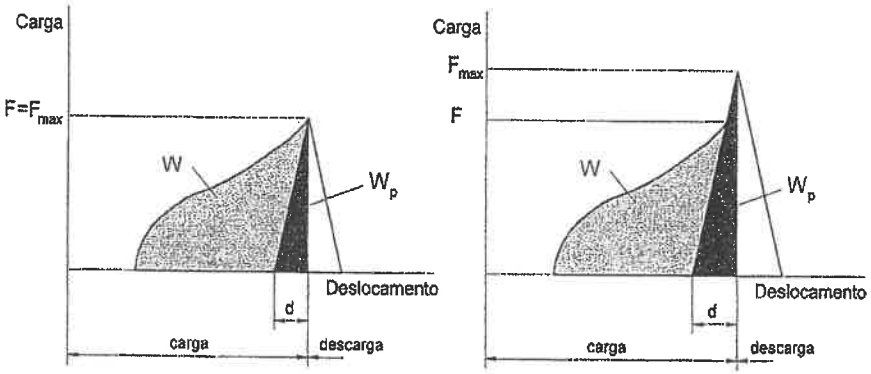


Figura 25.10 Evolução da carga com o deslocamento para um processo de fabrico realizado numa prensa mecânica de fuso.

Para eliminar este excesso de energia, que para além de ser responsável pela produção de ruído pode inclusive ser responsável por danos causados na prensa e nas ferramentas que nela estão montadas, incorporam-se nas modernas prensas de fuso dispositivos de medição de energia, os quais regulam continuamente a velocidade de rotação do volante e a energia que nele se encontra armazenada (figura 25.10 - esquerda). Este aspecto é particularmente importante no caso de operações de fabrico que envolvam pancada múltipla, na medida em que, pelo facto do deslocamento e da energia necessária irem diminuindo entre golpes sucessivos da prensa deverão ser originadas energias e forças transmitidas à estrutura da prensa muito elevadas.

Para uma velocidade de rotação do volante constante pode afirmar-se que baixos valores da energia necessária para realizar o processo tecnológico W dão origem a valores elevados de carga F enquanto que valores elevados de W dão origem a valores

baixos de carga (figura 25.9). Os projectistas concebem geralmente as prensas de fuso de modo a poderem suportar cargas máximas F_{max} até cerca de 160% a 200% do valor da carga nominal F_N.

25.2.3 Prensas hidráulicas

Aspectos construtivos e de funcionamento

Neste tipo de máquinas ferramenta o accionamento dos órgãos móveis é efectuado por um ou mais cilindros hidráulicos em função da capacidade da prensa. A força necessária à operação é produzida através da actuação de um fluido pressurizado no interior do circuito hidráulico. As prensas hidráulicas apresentam as seguintes características:

1) A força pode ser ajustada desde zero até ao seu valor nominal.
2) O curso é facilmente ajustado e controlado.
3) As velocidades de actuação podem ser ajustadas em qualquer ponto do curso. Possuem velocidade de aproximação e de afastamento rápidas. Embora tenham menores velocidades de trabalho do que as mecânicas, possuem maior curso disponível.
4) Enquanto que nas prensas mecânicas é necessário instalarem-se dispositivos de protecção contra sobrecargas, nas prensas hidráulicas nunca existe o perigo de se ultrapassar a força nominal.
5) Os motores eléctricos que equipam as prensas mecânicas são cerca de 2½ inferiores aos que equipam as prensas hidráulicas, uma vez que naquelas máquinas a energia necessária à operação é armazenada no volante de inércia.
6) Têm a possibilidade de se introduzirem sistemas de comando sensitivo, ou seja, controlo dos movimentos das corrediças móveis, parando sempre que tal comando deixar de ser actuado, tornando estas máquinas mais seguras sobre o ponto de vista de utilização.

As prensas hidráulicas possuem uma estrutura idêntica à das prensas mecânicas, sendo nestas prensas a actuação dos carros comandada por cilindros hidráulicos (figura 25.11). São máquinas essencialmente de força limitada, enquanto que as prensas mecânicas são de energia limitada, uma vez que a sua capacidade depende da energia disponível no volante de inércia.

Nas prensas hidráulicas o tipo de estrutura mais divulgado é o de colunas, o qual permite uma construção relativamente simples, com guiamento de precisão média, não

transmitindo solicitações ao fixe a não ser a resultante do seu peso próprio. Na realidade, quando a prensa se encontra em carga a solicitação é suportada pelas colunas que ficarão sujeitas a esforços de tracção. Quando se pretendem maiores precisões no guiamento dos carros e/ou maior capacidade ou quando existe o risco da força na ferramenta actuar descentrada, utiliza-se uma estrutura de duplo montante. Por outro lado, para menores capacidades e/ou menor precisão de guiamento as estruturas usadas são do tipo 'colo de cisne'.

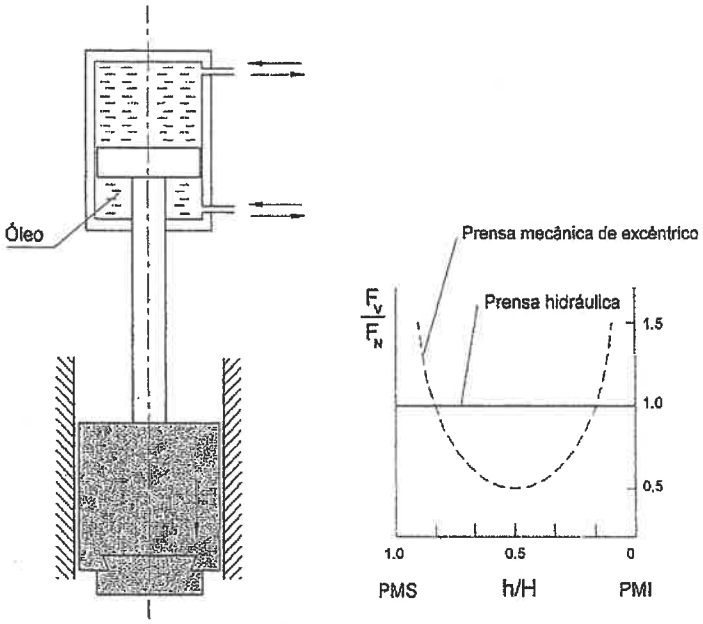


Figura 25.11 Representação esquemática de uma prensa hidráulica.

Energia e força nas prensas hidráulicas

Neste tipo de máquinas ferramenta a energia necessária ao fabrico é obtida a partir de fluidos sob pressão. A figura 25.12 apresenta esquematicamente o princípio básico de funcionamento do circuito hidráulico das prensas hidráulicas.

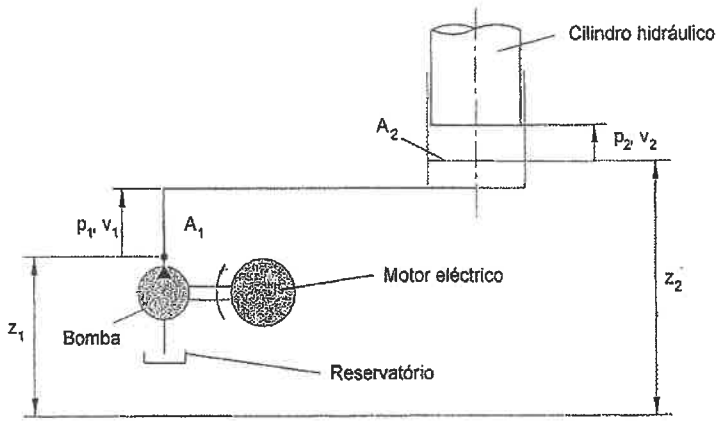


Figura 25.12 Circuito hidráulico básico de uma prensa hidráulica.

O circuito hidráulico é constituído por um motor eléctrico, por uma bomba, por válvulas, pelas respectivas tubagens e ainda por um cilindro hidráulico. O motor eléctrico ao accionar a bomba provoca o escoamento do fluido através dos tubos e das válvulas em direcção ao cilindro hidráulico, onde a respectiva energia é transformada em energia mecânica com o consequente movimento do pistão.

A energia ao longo de uma linha de corrente é quantificada através da equação de Bernoulli, a qual é válida para escoamento estacionário de um fluido incompressível e sem atrito,

$$\frac{v^2}{2g} + \frac{p}{\rho g} + z = C \tag{25.33}$$

em que v é a velocidade do fluido, g é a aceleração da gravidade, p a pressão do fluido, ρ a densidade do fluido e z a cota de posição da linha de escoamento do fluido.

A interpretação desta equação permite afirmar que a soma das energias cinética (primeiro termo), interna (segundo termo) e potencial (terceiro termo) é constante ao longo de uma linha de fluxo de um escoamento estacionário de um fluido ideal. Atendendo ao facto das velocidades de escoamento do fluido no interior do sistema hidráulico serem relativamente baixas, pode admitir-se que o fluido é incompressível, resultando o balanço de massa na seguinte equação,

$$A_1 v_1 = A_2 v_2 = \dot{V} \tag{25.34}$$

Notando de seguida que em qualquer instante da deformação a área transversal do cilindro A pode ser calculada a partir do seu volume V tem-se que $A = V/h$ ou $r_o = V^{1/2}/(\pi^{1/2} h^{1/2})$. Este resultado permite reescrever a expressão anterior na forma,

$$W \cong \int_{h_1}^{h_0} V\sigma_o \left[1 + \frac{2\mu}{3h} \frac{V^{1/2}}{\pi^{1/2} h^{1/2}}\right] \frac{dh}{h}$$

A energia total que é dissipada por unidade de volume, obtém-se por manipulação matemática da equação anterior,

$$w = \frac{W}{V} \cong \sigma_o \int_{h_1}^{h_0} \frac{dh}{h} + \frac{2\mu\sigma_o}{3h} \left(\frac{V}{\pi}\right)^{1/2} \int_{h_1}^{h_0} h^{-5/2} dh$$

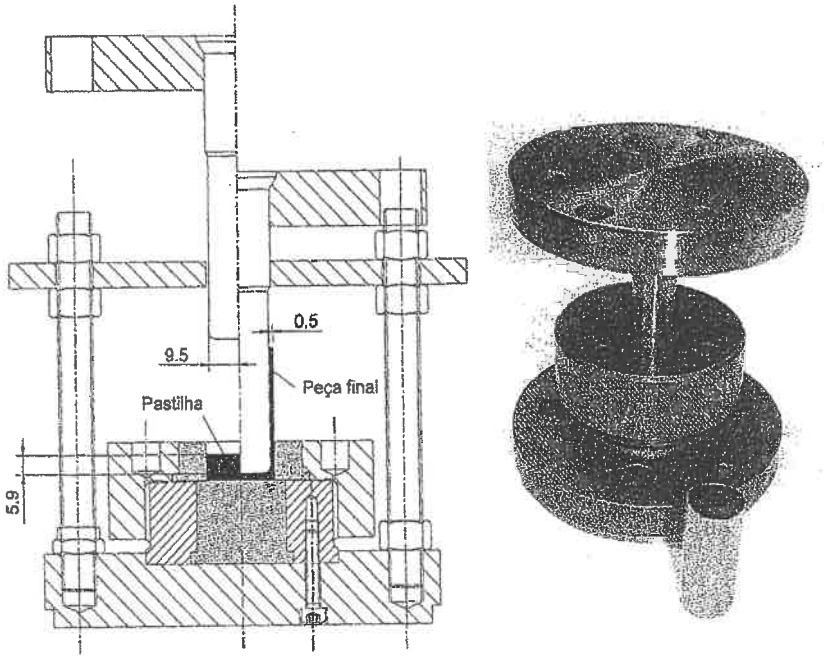
e, subsequente integração analítica,

$$\frac{W}{V} \cong \sigma_o \ln \frac{h_0}{h_1} - \frac{4}{9} \mu\sigma_o h_0^{1/2} r_0 \left(h_0^{-3/2} - h_1^{-3/2}\right)$$

A figura anterior apresenta a evolução da força de compressão e da energia consumida em função da altura instantânea do cilindro. Para se avaliar a influência do atrito tanto na força, como na energia de deformação representaram-se também as respectivas curvas, o que equivale a considerar nas anteriores expressões $\mu = 0$.

Problema 25.3

Considere a operação de extrusão inversa destinada a fabricar uma cápsula cilíndrica que se encontra representada na figura.



A matéria-prima utilizada no fabrico da cápsula é uma liga de alumínio 6010 que é fornecida na forma de uma pastilha cilíndrica com um diâmetro igual a 20 mm. A curva tensão-extensão do material pode ser aproximada através de um modelo rígido-plástico do tipo Ludwik-Hollomon, $\sigma = 258.8\,\varepsilon^{0.113}$ MPa.

O processo de fabrico realiza-se numa prensa hidráulica de 500 kN, a uma velocidade de 500 mm/min sendo o deslocamento total do punção em carga igual a 5.9 mm. A utilização de lubrificação adequada permite desprezar o efeito do atrito.

Nestas condições determine:

a) A energia necessária para fabricar uma cápsula através da aplicação do método da energia uniforme. Compare o valor obtido com o resultado experimental e com a estimativa numérica fornecida pelo programa de elementos finitos I-FORM2.

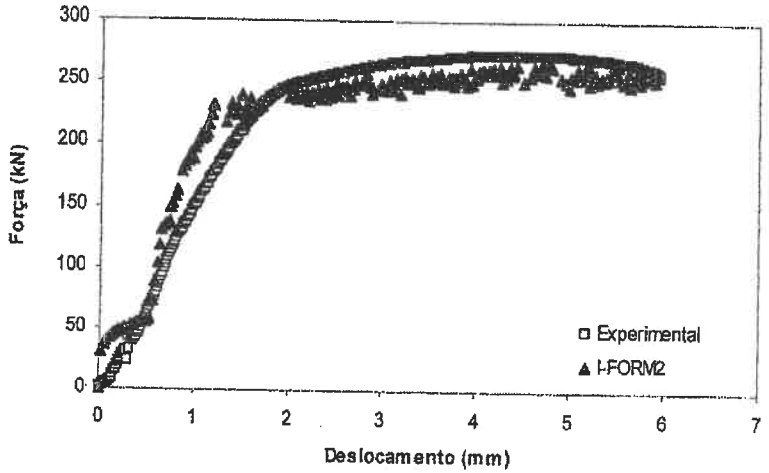
b) A potência do motor considerando que a eficiência mecânica da prensa hidráulica $\eta = 0.7$.

c) O custo da energia consumida pela prensa hidráulica no fabrico de 100000 cápsulas admitindo uma cadência de produção de 10 peças/min.

Nota: Admita um custo da energia eléctrica igual a 0.09 € / kWh.

Resolução

a) A energia necessária para realizar a operação de extrusão inversa corresponde à área da figura que se encontra delimitada pela curva força-deslocamento (experimental ou numérica) e pelo eixo das abcissas. O valor obtido por integração numérica fornece um valor $W \cong 1325.1$ J.



Para obter uma estimativa da energia necessária para realizar a operação de extrusão inversa por intermédio do método da energia uniforme recorre-se à expressão, (ver problema 15.5),

$$W = \sigma_{unif}\, \varepsilon\, V_o\, Q_e$$

em que V_o representa o volume de material que é extrudido (volume correspondente ao deslocamento total do punção (5.9 mm)) e Q_e representa o coeficiente de correcção da energia.

A extensão calcula-se a partir da relação de extrusão R (quociente entre a área A_0 da secção transversal da matéria-prima e a área A_1 da secção transversal da cápsula, (ver *Capítulo 15*),

$$R = \frac{A_0}{A_1} = \frac{\pi \times 10^2}{\pi \times (10^2 - 9.5^2)} = 10.26$$

obtendo-se,

$$\varepsilon = \ln \frac{A_0}{A_1} = \ln R = \ln (10.26) = 2.33$$

O valor médio da tensão efectiva calcula-se a partir de,

$$\sigma_{unif} = \frac{K\varepsilon^n}{n+1} = \frac{258.8 \times (2.33)^{0.113}}{1.113} = 255.85 \text{ MPa}$$

Como se trata de uma operação simples sem atrito admite-se $Q_e = 1.2$ e obtém-se uma estimativa energia necessária para realizar a operação de extrusão igual a,

$$W = \sigma_{unif}\, \varepsilon\, V_o\, Q_e = 255.85 \times 2.33 \times (\pi\, 10^2 \times 5.9) \times 1.2 = 1325\,940.7 \text{ Nmm} \cong 1326 \text{ J}$$

A estimativa obtida é praticamente coincidente com o valor calculado a partir da curva experimental força-deslocamento. Caso se tivesse optado por efectuar o cálculo aproximado da energia necessária para realizar esta operação de extrusão através da equação (25.15), obter-se-ia,

$$W = Q_w\, F_{max}\, d = 1 \times 275 \times 5.9 = 1622.5 \text{ Nmm} \cong 1623 \text{ J}$$

Na equação anterior $d = 5.9$ mm é o deslocamento total do punção de extrusão, $F_{max} = 275$ kN é o valor da força máxima obtida por consulta do gráfico força-deslocamento que foi representado anteriormente (ou, eventualmente, estimado através de um qualquer método de análise) e o coeficiente $Q_w = 1$ em conformidade com o que se encontra descrito na figura 25.4. O cálculo aproximado da energia apresenta um desvio de 22.5% relativamente ao valor experimental e ao que tinha sido obtido por intermédio do método da energia uniforme.

b) A potência do motor eléctrico que acciona a prensa hidráulica deve ser suficiente para fornecer a energia necessária à extrusão no instante correspondente à força máxima F_{max}.

Como a velocidade da prensa é constante (500 mm/min), a potência máxima exigida ao motor pode ser calculada através da seguinte expressão, (admite-se que a eficiência mecânica (rendimento) da prensa $\eta = 0.7$),

$$P = \frac{1}{\eta} F_{max} v = \frac{1}{0.7} \times 275000 \times 500 = 196x10^6 \text{ Nmm/min} = 3.27 \text{ kW}$$

c) Durante o fabrico de uma cápsula a potência que é solicitada ao motor eléctrico da prensa vai variando entre um valor máximo e mínimo. A potência média P_m que é solicitada ao motor pode ser calculada através de,

$$P_m = \frac{1}{\eta} \frac{W}{\Delta t} = \frac{1}{0.7} \times 1326 \times \frac{10}{60} = 0.316 \text{ kW} \qquad \Delta t = \frac{60}{10} \text{ s/peça}$$

Como a produção de cápsulas representa um fabrico horário $f_h = 10 \times 60 = 600$ peças, então, pode calcular-se a potência média horária P_{mh} através de,

$$P_{mh} = 0.316 \times 600 = 189.6 \text{ kWh}$$

Atendendo ao facto das 100.000 peças necessitam de 166.7 h de produção, pode obter-se a estimativa do custo total da energia eléctrica necessária para assegurar o fabrico da totalidade das cápsulas através de,

$$C = 189.6 \times 166.7 \times 0.09 = 2844.6 \text{ €}$$

Nestas condições, o custo médio de energia eléctrica por cada peça fabricada é aproximadamente igual a 0.03 €.

Bibliografia

1. Dieter G. E., Mechanical metallurgy, McGraw Hill, 1981.
2. Altan T., Oh S. and Gegel H., Metal forming – Fundamentals and applications, ASM, 1983.
3. Lange K., Handbook of metal forming, McGraw Hill, 1985.
4. Forging handbook, ASM, 1985.
5. Metals Handbook, Forming and forging, ASM International, 1989.
6. Kalpakjian S., Manufacturing processes for engineering materials, Addison-Wesley, 1997.
7. Rodrigues J. M. C e Baptista R. M. S. O., Máquinas ferramenta – Parte I (Prensas), AEIST, 1997.

ÍNDICE REMISSIVO

Calendragem, 333
  a frio e a quente, 354
  ângulo de inclinação dos rolos, 358
  calendras industriais, 363
  cilíndrica, 335
  cónica, 355
  dobragem das abas, 359, 364
  força e momento, 341
  passos de calandragem, 352
  planificado, 337, 357
  potência, 344
  profundidade de calandragem, 338
  recuperação elástica, 345
  tensões residuais, 349
Corte fino ou de precisão, 229
  anéis de retenção, 235
  força de corte, 236
  lubrificação, 240
  mecanismo de corte, 231
  qualidade das superfícies, 234
  trabalho de corte, 237
Corte por arrombamento, 187
  aproveitamento do arco, 218
  decalagem de punções, 204
  desgaste de punções e matrizes, 221
  encurvadura de punções, 212
  ferramentas, 223
  folgas, 213
  força de corte, 199, 210
  inclinação de matrizes, 206
  inclinação de punções, 206
  mecanismo de corte, 188, 195
  qualidade das superfícies, 213
  temperatura de punções e matrizes, 221
  trabalho de corte, 202
Deformação plástica com ferramentas elásticas, 657
Deformação plástica de chapa por expansão, 557
Deformação plástica por explosão, 665
Deformação plástica por intermédio de fluidos sob pressão, 619
  chapas, 652
  componentes tubulares, 639
  pressão, 642, 648
  fractura, 644
  instabilidade, 643, 645, 649, 653
eformação plástica por intermédio de forças ectromagnéticas, 660
  pressão electromagnética, 663
Desempeno de chapa (ver Rielras)
Dobragem de tubos e perfis, 601
  defeitos, 604
  mandris, 611
  máquinas-ferramenta, 605
  tensões e deformações, 601
Enformação com calores, 425
Enformação por estancação, 422
Estampagem, 435
  anisotropia, 483
  atrito, desgaste e lubrificação, 511
  caneluras, 556
  cilíndrica, 436
  coeficiente limite de estampagem, 470
  cónica, 543
  curva limite de estampagem, 482, 493, 496, 547
  directa, 539
  empeno dos lados, 555
  encostador, 498
  encruamento, 491
  engelhamento da aba, 455
  equações de equilíbrio, 439
  espessura, 473, 482
  estampa plana, 529, 547
  folga, 504
  força, 525, 551
  fractura na zona do canto do cunho, 472
  furos de ar, 509
  incremental, 419
  inversa, 541
  'ironing', 530
  matéria prima, 480, 494
  primeira fase da estampagem, 443
  raio do canto da matriz, 505
  raio do canto do cunho, 507
  rectangular, 545
  relação de estampagem, 470, 553
  revestimento de ferramentas, 516, 522
  segunda fase da estampagem, 451
  tensões e deformações, 442
  tensões residuais, 475
  trabalho, 529
  trajectória de deformação, 495
  trefilagem da zona cilíndrica, 530
  velocidade de estampagem, 510
Extrusão, 79
  cálculo, 97
  defeitos, 84, 85, 90
  directa, 80, 81

força, 83, 85, 88, 93
hidrostática, 80, 91
inversa, 88
inversa por impacto, 81, 89
inversa por perfuração, 81
lubrificação, 86
matrizes e contentores, 106
perfis, 95
produtos ocos, 94
Fieiras, 174, 367
desempeno, 367
tensões residuais, 370
Fluo-torneamento, 403
cilíndrico, 416
cónico, 408
lubrificação, 419
Forjamento, 1
cálculo, 6, 50
complexidade de forma, 20
compressão axial, 2
corte de rebarba, 49
defeitos, 17, 24
fornos, 34
frio, quente e morno, 30
intermédio de rolos, 2
materiais para ferramentas, 41
matéria-prima, 34
matriz aberta, 1, 3
matriz fechada, 1, 18
matrizes, 40
orbital, 2
precisão, 19
pré-formas, 22
rotativo, 2
temperatura da matéria-prima, 30
temperatura das matrizes, 36
tratamentos térmicos, 39
Inversão de tubos, 615
modos de deformação, 617
Laminagem, 137
a frio, 142
a quente, 157
cálculo, 143
de anéis, 168
de tubos, 165
defeitos, 154, 167
laminadores, 170
lubrificação, 174
ponto/plano neutro, 139
produtos não-planos, 160
produtos planos, 139
Martelos de queda, 719
energia, 720
força, 722
velocidade, 721
Perfilagem, 385
diagramas de flor, 387
força, 393
linhas de produção, 396
lubrificação, 395
trabalho, 393
Prensas, 691
energia, 706, 711, 714
força, 697, 711, 714
hidráulicas, 713
mecânicas biela-manivela, 696
mecânicas de fuso, 707
velocidade, 705, 709
Quinagem, 265
a fundo ou 'quebra do nervo', 299
abertura da matriz, 279
cunhos de arraste, 308
defeitos, 291
dimensão da aba mínima, 282
em U, 303
em V, 268
esbarros, 290
estampa plana, 268
força, 294, 307, 310
profundidade de quinagem, 288
raio mínimo, 270
raios das ferramentas, 278
recuperação elástica, 283
tensões residuais, 283
trabalho, 299
'Shaving' ou aparamento, 225
mecanismo de corte, 225
força de corte, 227
Trefilagem, 112
arame, 113
cálculo, 114
desgaste e lubrificação, 118
limite de enformabilidade, 116
tubo, 113